

Proceedings of

26TH SVSFEM ANSYS USERS' GROUP MEETING AND CONFERENCE 2018

6TH – 9TH OF JUNE 2018, NOVÝ SMOKOVEC, SLOVAK REPUBLIC



© SVS FEM s.r.o.

ISBN: 978-80-905525-5-5

CONTENT

PYTHON-AUTOMATED PARAMETRIC MODEL OF AN AXIAL PUMP, USING ANSYS TURBOGRID AND CFX.....	4
STUDIE TOPOLOGICKÉ OPTIMALIZACE KONZOLY LETOUNU	12
NUMERICKÁ ANALÝZA PERIODICKÉ STRUKTURY V GHZ PÁSMU	21
A CFD APPROACH AS PRELIMINARY STUDY OF THE WIND EFFECTS BEFORE THE EXPERIMENT	25
PROBABILISTIC ASSESSMENT FOR FAILURE ANALYSE OF THE NPP HERMETIC TECHNOLOGY SEGMENTS.....	32
NUMERICAL SIMULATION OF THE ATMOSPHERIC BOUNDARY LAYER.....	48
VYUŽITÍ SOFTWARE ANSYS PŘI NÁVRHU AXIÁLNÍCH ČERPADEL.....	56
PRÚDENIE V ŠKARACH OBALOVÉHO PLÁŠŤA.....	68
NUMERICAL FEM-BASED MODELING OF A GRADIENT MAGNETIC FIELD	72
EMG FIELD MODELING IN MICROSCOPIC MATERIALS.....	80
FEM-BASED MODELING OF RESONANT STRUCTURES	91
PRAVDEPODOBNOSTNÁ ANALÝZA PRI VÝPOČTE PILÓTOVÝCH ZÁKLADOV	99
PEVNOSTNÍ KONTROLA ZÁVĚSŮ MALÉHO PROUDOVÉHO MOTORU	104
POZVÁNKA NA WORKSHOP „VÝZKUM, VÝVOJ, TESTOVÁNÍ A HODNOCENÍ PRVKŮ KRITICKÉ INFRASTRUKTURY“.....	111

PYTHON-AUTOMATED PARAMETRIC MODEL OF AN AXIAL PUMP, USING ANSYS TURBOGRID AND CFX

TOMÁŠ KRÁTKÝ¹, JAKUB STAREČEK², LUKÁŠ ZAVADIL², LUDĚK BARTONĚK¹

¹ Faculty of Science, Palacký University of Olomouc

² Hydraulics Research Centre, Ltd.

Abstract: To perform a shape optimization, an automated parametric model of the geometry is necessary. While very simple in its basic idea, assembling such a parametric model might prove very challenging. This article deals with a parametric model of an axial pump and emphasizes practical aspects related to its realization. Both rotor and stator are described by almost 60 parameters in total. The choice and reasoning for these parameters is explained and discussed. Geometry creation, meshing and CFD model assembly, solution and post-processing is performed with different ANSYS CFX tools, connected and driven through in-house Python code. In conclusion, a study case of an axial pump, created with this parametric model is shown.

Keywords: Optimization, pumps, CFD, ANSYS CFX, parametric models

1 Introduction

Nowadays, numerical simulations play major role in pump design. The results help evaluating the performance and give insight into strengths and weaknesses of a given design – while being faster and cheaper than conducting experiments. With such knowledge, it is possible to modify and re-evaluate the initial design for improving its performance. This can be done either manually, or in an automated way in an optimization loop. The basic idea behind the optimization is very simple. Both the shape and hydraulic performance (and other qualities) of a pump can be described by numbers. Thus, we have a so-called *Cost functional* (or *Objective function*)

$$J: R^N \rightarrow R^M, \text{ where } N \geq 1 \text{ and } M \geq 1$$

The input is a vector of parameters $x = (x_1, x_2, \dots, x_N)$, where each parameter represents one geometrical property of the pump shape, such as length, angle, etc. The output is a vector of objectives $f = (f_1, f_2, \dots, f_M)$. Each objective represents an evaluation of the pump performance in a specific area, expressed by a numerical value. For example, efficiency at a given flow rate, cavitation performance, acoustic properties etc.

For obvious reasons, both the parametric and objective spaces have to be bounded sets. The dimensions of any real-world pump have to be finite, the same is true for performance numbers. Then, there must exist an optimal shape. Or, more generally in case of multiple objectives, a Pareto front – a set of designs which cannot be improved in all objectives simultaneously. Thus, it is possible to employ any of the single- or multi-objective optimization methods, and to use it for finding a desired pump shape. However, practical realization of this idea can be very challenging. Numerical simulations of a pump operations are computationally very expensive, and a lot of these is required for an optimization run. Deciding fitting parameters and objectives, and automation of the simulations are non-trivial tasks. Nonetheless, shape optimization is a powerful tool and can extend possibilities of a pump design significantly. Thanks to a rapid development of computers' performance, it also becomes more and more affordable.

In the following chapters, a process of creating an automated parametric model is described and demonstrated on an axial pump. It is based on a standard workflow and utilizes Python scripts, to make its deployment as easy as possible. The parameter choices are also explained. First, the classical approach to hydraulic design is explained. In the third

chapter it is shown how it can be utilized as a starting point for a parametrization of a pump shape. Finally, the technical solutions are shown and applied to a case of an axial pump.

2 Hydraulic design

Hydraulic design means a task of determining the optimal shape of a pump for a given application (typically head and efficiency requirements for a given range of flow rates). Unfortunately, the optimal shape is unavoidably different for different applications. And no direct and exact solution of this problem is known. On the other hand, the opposite problem can be solved relatively easily. I.e. for a known pump, its characteristics can be obtained either by numerical simulations, or by experimental measurements. Thus, a problem of a hydraulic design is a typical *Inverse problem* – “guessing” the pump shape until it meets the objectives.

As a good initial point for this “guessing”, the classical approach to a pump design is used. It is based on a simplified “1D” description of the fluid dynamics and has been widely used for last decades. Most of the terms and descriptions here is from [Gulich]. The steps of the design are as following:

1. Based on the required parameters of the pump, the so-called *specific speed*, fitting for the application, is determined. This helps with deciding the right category of the pump (radial, diagonal, ...) and the most suitable design method. Basically, there are many different approximate design methods, each fitting for a relatively narrow range of specific speeds.
2. Other construction requirements and limits (total length etc.) are considered and the main dimensions (inlet and outlet diameters and position) and number of blades of both impeller and stator are decided.
3. Create the meridional shapes of impeller and stator.
4. Decide the blade shapes (leading and trailing edge position, sweep angle, beta angle and thickness distribution).
5. Make corrections to the design, based on known results of other pumps. Based on previously conducted experiments, experience, cases described in available literature. This is to counter the fact the differences between real flow and the simplified “1D” model, where the three-dimensional effects of the flow are ignored.

Once the design is created, its performance is evaluated by numerical simulations. This is relatively time-consuming process and requires a lot of human input. First, a 3-D model needs to be created according to the geometric parameters. Next, computational meshes are created, and the numerical model is assembled, computed and post-processed. Based on the results and compliance with the objectives, the design is either modified (and the whole process repeated), or considered as a final one. Next, a sample pump is constructed and manufactured and its performance is experimentally measured, to check an agreement between numerical simulations and experimental data. To avoid spending excessive expenses, altering the design is typically based merely on numerical simulations, and the hydraulic experiment is only conducted for the final design.

In many cases, this “simple” hydraulic design is a very powerful tool. For a single flow rate and if one can choose a proper shape of the pump, it is possible to obtain a design with very high efficiency, that is basically impossible to improve significantly by any means. [Gulich]. As this method has been used (and continually improved) for a long time, and is based on practical experience, it is also often capable of designing pump with a great real-world performance. I.e. even characteristics that can be very hard to capture numerically - such as vibrations, cavitation, etc. – are considered. However, there are two main shortcomings:

1. Flow is a highly non-linear phenomena. From practical point of view, this means that approximating between two great solutions might not necessarily work. If, for example, the pump is forced to have a non-standard shape (construction and installation restrictions, etc.), the design method for a given specific speed might not work well. And modifying the design can prove very challenging, as human brain is not very efficient when dealing with non-linear behavior.
2. In practical applications, pumps are not operated at a single flow rate. Instead, a good performance and behavior in a specified range of flow rates are required. As changing the shape and rotational speed of the pump "on-the-fly" and in a sufficient range is not possible for technological and price reasons, this inevitably leads to conflicting objectives. For example, if a pump is well designed for one particular flow rate, for a different flow rate this is not true anymore. The velocity in the passage is different, but the rotational speed remains the same. This causes whirls and hinders pump's performance. I.e. design such pump requires balancing the trade-offs well. Once again, just as in the non-linearity case, this is a challenging task for an intuitive approach.

For these reasons, optimization can become a valuable addition to the hydraulic design process. In the next chapter, we describe how an optimization can be connected to these classical hydraulic methods.

3 Hydraulic design and optimization

In principle, the classical approach to hydraulic design can be easily converted to an optimization. The parameters are already defined, the only thing missing is an automation of the whole numerical loop. Then the geometry is evaluated and modified automatically in a connection with an optimization code, instead of manual input. An ideal parametric model should cover all possible pump shapes and the optimization would be able to find an optimum for any combination of input requirements. However, this goal is hard to accomplish in reality.

- First, the optimized cost functional is very complex. In order to capture necessary geometry details, the number of input parameters also needs to be relatively high. On top of that, the numerical simulations are computationally expensive. These factors alone make the optimization task very challenging and extremely demanding of computational resources.
- Second, the numerical simulations are not capable of capturing all aspects of pump's performance. More precisely, modelling some phenomena (cavitation, acoustic behavior, Fluid-Structure Interaction) is too demanding and can not really be utilized as a part of an automated optimization run. This means that a design obtained as the best one by the optimization objectives can have a sub-par performance in real operation.

Due to these limitations, the optimization is often used as an addition to the classical hydraulic design. The idea is to utilize as much information as possible. Typically, the optimization starts from the initial design, and searches through parametric space relatively close to it. As the initial design is obtained by computationally inexpensive means, it can (and will) speed up the process significantly. There are three common methods, how to create the parametric model for this search:

1. Deformation of the initial mesh.
2. Deformation of the initial geometry.
3. Creation of new geometry by parameters. The parameters' ranges are based on the initial hydraulic design.

First method is the fastest and easiest to implement. In other cases, automated mesh generation needs to be solved. However, quality of the deformed mesh can become a limiting factor. For both first and second method, geometry parameters describe the deformation. The third method is convenient for pump optimization, as the geometry parameters are already being used for the classical hydraulic design. In this article, only the third method is considered. In the next chapter, we will show the automation of the parametric model and software tools used.

4 Automation and software

ANSYS CFX package and utilities, connected and driven by custom Python code. This is accomplished with pre-made script templates and CFX model.

1. Based on the input parameters, data for BladeGen are prepared and inserted to a pre-made *bgi* batch. Next, BladeGen is called with this batch, and input files for TurboGrid are created.
2. TurboGrid is called with another pre-made batch, and the meshes for both rotor and stator are created.
3. In a pre-made CFX template, the original meshes are replaced with the new ones.
4. Simulations are run on a HPC cluster. Multiple flow rates can be run at once, each set with a ccl file.
5. All necessary data are either postprocessed in CFD-Post, or extracted to text files and analyzed with Python codes.
6. The objectives are evaluated and sent as an output.



Image 1 – example of BG template (left) and parameters definition in Python (right)

The batch files for BladeGen and other softwares are created by replacing key words in the predefined templates. If more geometry changes are necessary, other tools (DesignModeler and Meshing, ICEM, ...) can be easily connected the same way. The BladeGen and TurboGrid has been chosen, because it is fast, easy to control and compatible with the hydraulic design practice. TurboGrid is also very robust tool for automatic creation of structured meshes for turbomachinery. This is a key factor for the quality of the numerical simulations. In the next chapter, a parametric model of an axial pump is shown.

5 The pump and the parametric model

The pump is axial, rated for specific speed $n_s = 680$. There are 5 blades of the impeller and 6 blades of the diffuser. The CFX model is fully transional, with 180 timesteps for one impeller revolution. Cavitation has not been considered to limit computational time to manageable level. There are four mesh volumes: inflow part, impeller, diffuser and outflow part with an elbow. The inflow and outflow parts are prolonged to ensure better numerical stability.

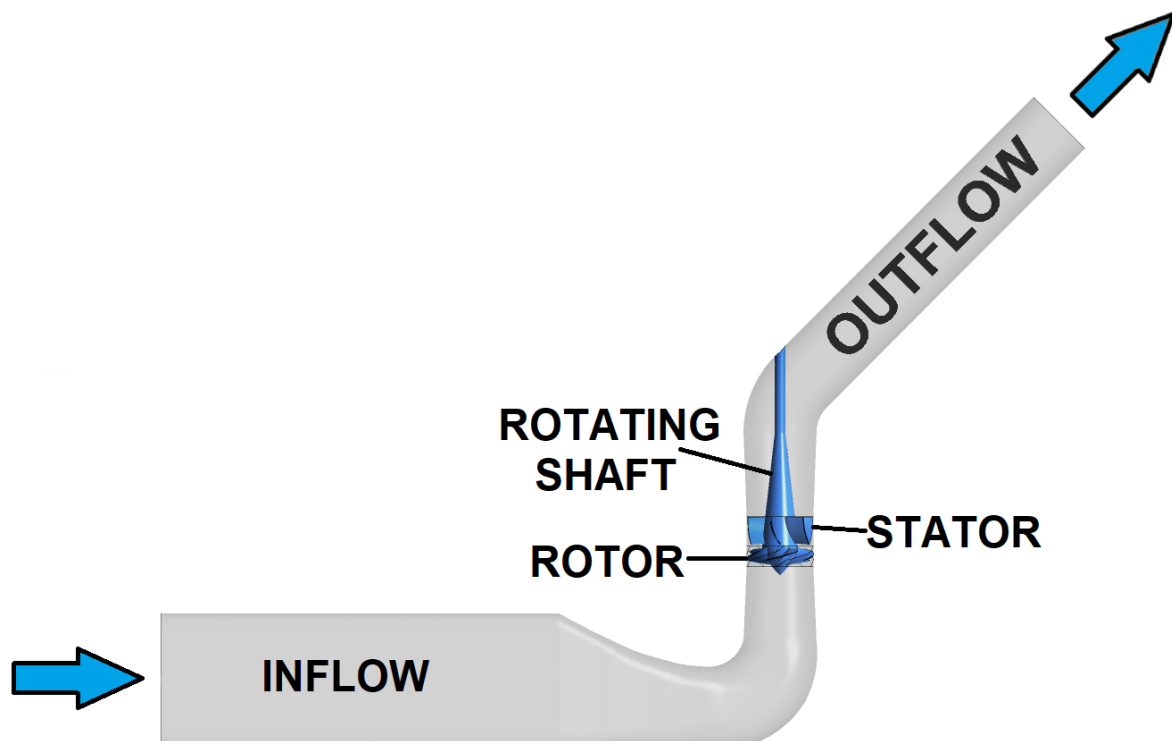


Image 2 – Image description (10 pt., regular, centered)

In the parametric model, only the impeller and diffuser parts are being changed. The inflow and outflow meshes are kept the same for each design. However, they need to be moved in CFX-Pre in case the length of the other meshes changes. The geometry parameters were decided like this:

1. **Meridional shape:** Impeller input and diffuser output had to stay fixed to connect to the remaining meshes. Lengths of both rotor and stator parts can change. Rotor shroud is a part of a circle with a centre on the rotational axis, thus the radius depends on rotor length. Stator hub and shroud are straight lines. Rotor hub is defined by five parameters. Input and output angles, lengths for which the angles are hold and an offset. The start and end points are taken, prolonged in a direction defined by the angle and connected with a spline. Then the offset is applied (in a normal direction) to the spline and a new spline is generated.
2. **Blade leading and trailing edges:** For both rotor and stator, the edges are defined by relative positions (from 0 to 1) on hub and shroud, and an offset (from a

straight line) in the middle. Diffuser trailing edge is of a cut-off type, for the other ellipticity ratio is defined on each layer. The so-called swept-angles are also set for each layer.

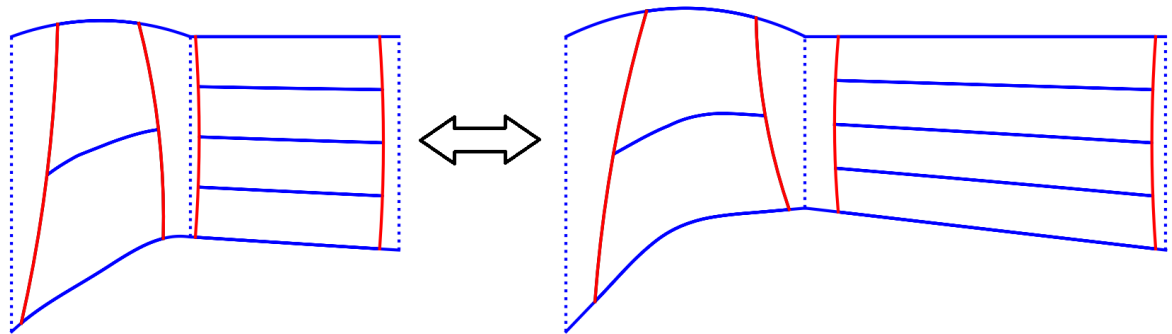


Image 3 – Meridional sections for lowest and highest parameter values

3. **Blades:** For both rotor and stator blades, beta angle distributions are defined on each layer. There are three layers for the rotor blades and two layers for stator. The thickness profiles are fixed. Blade angles are defined by starting and ending values, offsets at 25% and 50% of the blade length and derivative coefficients. The 25% offset is added to the starting value (this is crucial for the pressure generation, i.e. head of the pump). Then these three points are connected by a spline. Functional value at 50% is taken, and the offset is added to it. Next, a new spline (from the 4 points) is generated. In the last step, the start and end derivatives of the spline are multiplied by the coefficients, and another spline, representing the final beta angle distribution is generated. This is to allow for sufficient flexibility and ensure reasonable shapes of the beta angle distributions for all possible combinations of the parameters.

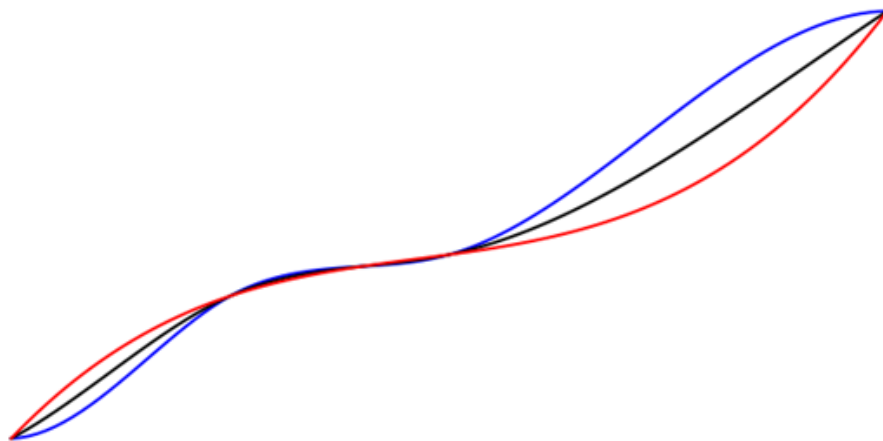


Image 4 – Beta angle distribution for different derivatives settings

In total, there are 59 parameters. Geometry and mesh creation is relatively fast – seconds for BladeGen and up to 10 minutes for mesh generation in TurboGrid. To test the parameters ranges and the procedures, Latin Hypercube Sampling was used to create 120 sets of parameters. Of these, only 4 failed due to low mesh quality (minimal angle below 5 degrees). As the Python codes allow for great degree of freedom, the output was postprocessed in CFD-Post and merged with additional information. An example of the resulting output can be seen in *Image 5*. It displays CFD-Post visualization of a section through a plane, blades shape, beta angles and meridional. The initial design (grey color) is included too. There is also a mesh info and a graph showing relative values of the parameters. This helps with checking for geometry and mesh problems.

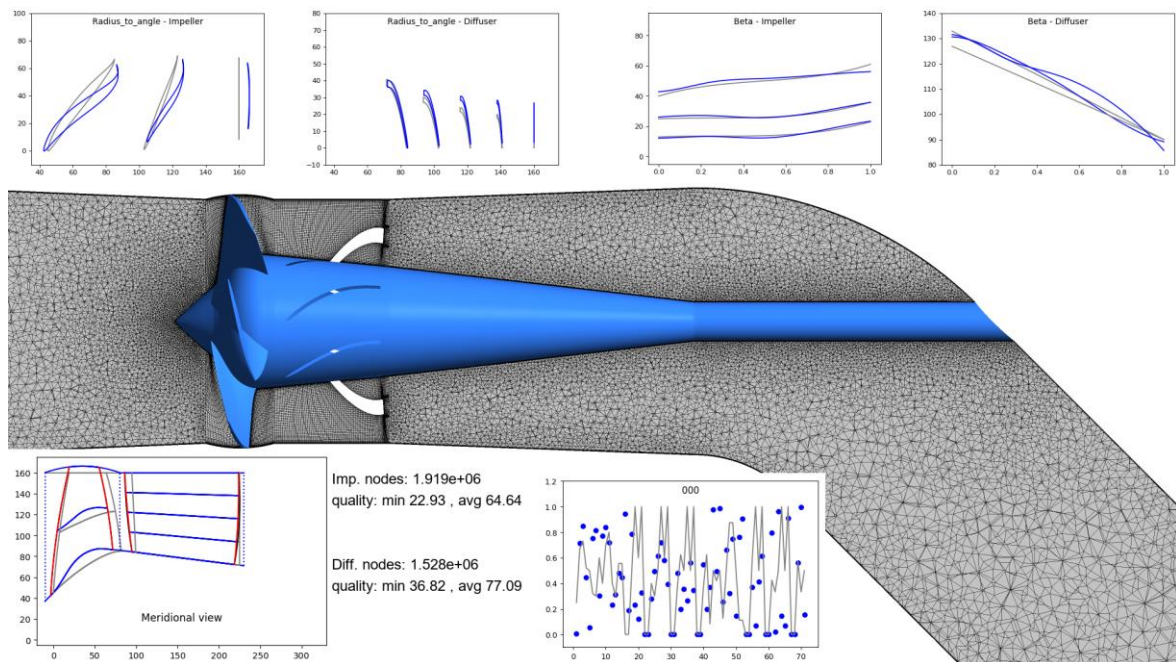


Image 5 – Visualization of the pump geometry and input parameters

To decide the design performance, for each selected flow rate following criteria are evaluated:

1. Hydraulic efficiency
2. Head, defined as *Total Pressure* difference between Output and Input.
3. *Blade Loading*, i.e. *Static Pressure* distribution along the impeller blades. This can be obtained from *Turbo* features of CFD-Post and gives us a hint about the cavitation performance of the pump. If the *Blade Loading* behaves “well”, there is a very high chance the cavitation starts for lower *NPSH* when compared to a blade with big pressure peek at the leading edge.

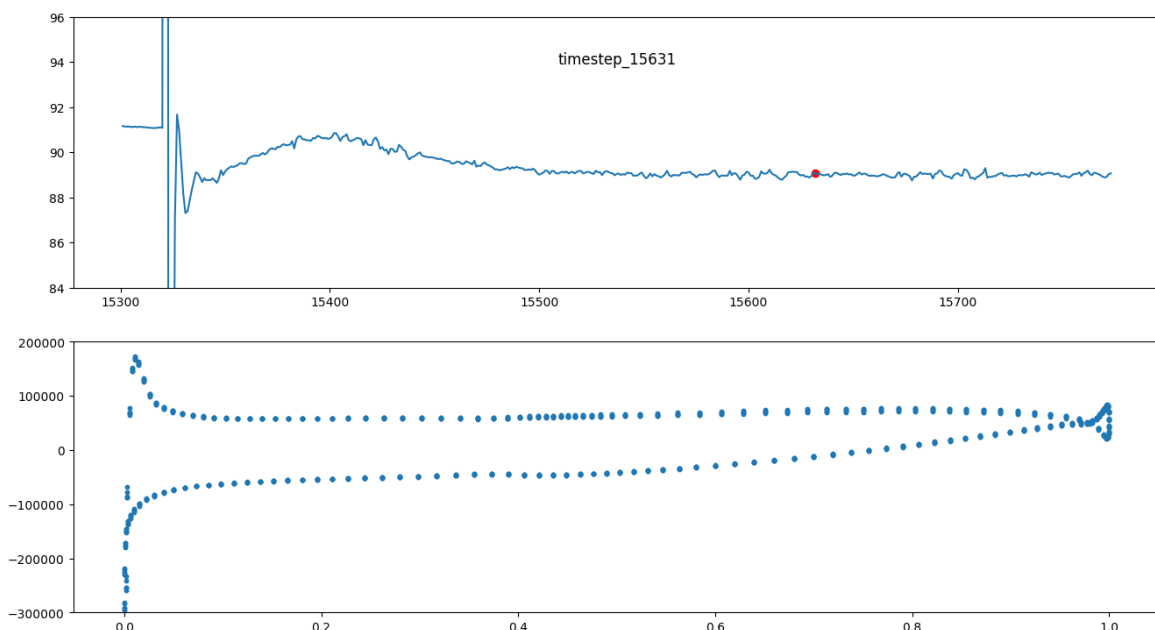


Image 6 – visualization of Blade Loading (down). The upper graph displays efficiency, red dot shows actual timestep.

In the last chapter, we conclude and discuss the results.

6 Conclusion

The combination of Python codes and ANSYS can easily produce a complex parametric model. The main advantage is the fact that Python is easy to learn and easy to code, and at the same time, it is possible to use all the features ANSYS can offer. It is also possible to perform various analyses of output data and tailor graphical outputs and reports precisely to specific needs and demands. And just by changing the parameters' definition, it is possible to create a parametric model for completely different pump. This level of freedom is granted by the possibilities offered by BladeGen and TurboGrid. Last but not least, in Python it is very easy to have a strict control over the geometry parameters. In the near future, this parametric model will be used for a thorough surrogate assisted multi-objective optimization with a K-RVEA method. However, such optimization is inevitably very challenging due to the number of geometry parameters and objectives (three for each flow rate, at least three flow rates are required for obtaining good hydraulic characteristics of the pump).

It is debatable whether the other mentioned options for geometry parametrization (mesh deformation and geometry deformation) would be a better option. These methods are fairly popular, relatively easy to implement, and can easily scale the number of the parameters for better description of local changes to the geometry. The approach described in this article is probably more difficult to use. Its major advantage lies in the fact it is based on the classical method of hydraulic design. This means it works with parameters that are well known to all hydraulic designers. Thanks to this, it is very easy to understand the meaning of the parameters and to obtain and interpret additional information about the optimal geometry. For these reasons, we will continue to use the Python codes combined with ANSYS in the future.

References

- Gulich J. H.: Centrifugal Pumps Second Edition. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008, ISBN 978-0872012004
- Kalyanmoy D.: Multi-objective Optimization Using Evolutionary Algorithms, John Wiley and Sons Ltd, 2008, ISBN 9780470743614
- Chugh T., Jin Y., Miettinen K., Hakanen J., Sindhya, K.: A Surrogate-Assisted Reference Vector Guided Evolutionary Algorithm for Computationally Expensive Many-Objective Optimization. IEEE Transactions on Evolutionary Computation PP(99), 2016, ISSN 1941-0026

Acknowledgement

The work was performed with support of TA ČR project TE02000232 Special Rotary Machines Engineering Centre.

The work was performed with support of Ministry of Industry and Trade project FV10302 Progressive solutions of hydraulic design of high-performance pumps for water management.

Computational resources were supplied by the Ministry of Education, Youth and Sports of the Czech Republic under the Projects CESNET (Project No. LM2015042) and CERIT-Scientific Cloud (Project No. LM2015085) provided within the program Projects of Large Research, Development and Innovations Infrastructures.

Authors thank to internal IGA grant of Palacký University (IGA_PrF_2017_011).

Contact address:

Mgr. Tomáš Krátký
tomas.kratky03@upol.cz

STUDIE TOPOLOGICKÉ OPTIMALIZACE KONZOLY LETOUNU

JURAJ HUB, DOMINIKA STOLÁŘOVÁ

Univerzita obrany, Brno, Česká republika

Abstract: The article presents the case study on the airplane air brake bracket topology optimization in order to save the weight and using of 3D printing production. First it is introduced the concept of using 3D printing and topology optimization in aircraft structures. Next, the shape of duralumin material Al 2024 bracketed CAD model is modified for the purpose of reduction of the stress concentration due to the prescribed static load. The topology optimization using ANSYS Workbench 18.1 reduces the weight of the modified bracket by 50 %. The optimized CAD model of the bracket is then drawn manually following the optimized shape as a result of topology optimization. The bracket is finally verified using stress-strain analysis and checked on buckling. The optimized bracket saves the weight by 31 % in comparison to the origin airplane bracket. Recommendations are proposed.

Keywords: bracket, air brakes, airplane, topology optimization, 3D print

1 Úvod

Pro letecké konstrukce je typická snaha úspory materiálu s cílem snížit hmotnost letounu. Úspora hmotnosti přináší možnost zvýšení užitečného zatížení nebo zlepšení letových parametrů jako jsou dolet, vytrvalost, rychlost letu, spotřeba paliva nebo snížení emisí. Jednou z moderních technologií, která může přinést úsporu hmotnosti letadla v rozmezí 4 – 7 % je dle (Methalab, 2015) 3D tisk. 3D tisk je laické označení technologie tzv. aditivní výroby, při níž vzniká výsledný produkt postupným nanášením stavebního materiálu po velmi tenkých vrstvách, které se vzájemně spojují např. tavením nebo lepením (3D-TISK, 2013). Tato technologie umožňuje snížit hmotnost prvku tím, že lze vyrobit libovolný, tedy i hmotnostně optimalizovaný tvar, který není možné nebo není rentabilní vyrobit běžně používanými technologiemi.

Článek předkládá studii hmotnostní optimalizace konzoly brzdících štítů letounu L-39ZA (obrázek 1) pro ověření využití 3D tisku a topologické optimalizace. Obě kategorie jsou představeny a následně je popsán také řešený problém. Cílem je optimalizovat konzolu pro zadané statické zatížení tak, aby byla schopna přenést zatížení působící na původní konzolu se stejnou nebo vyšší odolností definovanou napjatostí a deformací za předpokladu stejných materiálových charakteristik původního a 3D tiskem vyrobeného materiálu.



Obrázek 1 – Letoun L-39ZA (zdroj: http://l-39.cz/L-39_uzivatele.html)

1.1 Technologie 3D tisku

3D tisk pro výrobu využívá 3D tiskárnu a materiál pro výrobu prvků, přičemž lze v závislosti na druhu tiskárny tisknout naráz s více materiály, např. různé barvy stejného materiálu nebo různé druhy materiálů (např. skelný kompozit). Materiálem jsou zejména plasty a kovy (slitiny oceli, hliníku, titanu, slitiny na bázi niklu, kobaltu, wolframu), přičemž s ohledem na tvar nebo dutiny se používá u některých technologií také podpurný materiál, který se po vyhotovení prvku odstraní.

Principů výrobních procesů 3D tisku je podle (STOLÁŘOVÁ, 2018, NORMA, 2015) sedm – vytlačování materiálu, nanášení tryskáním, tryskání pojiva, laminace plastů, fotopolymerizace, spékání práškové vrstvy a přímé energetické nanášení, přičemž každý proces je vhodný pro určitý druh materiálu a použití prvku.

3D tisk se využívá primárně pro prototypovou, kusovou nebo malosériovou výrobu. Mezi hlavní výhody technologie 3D tisku lze řadit rychlost a flexibilitu výroby od počátečního návrhu po vyrobený kus a také možnost vyrobit libovolný tvar prvku. K hlavním nevýhodám patří rozptýl mechanických vlastností a možnost zneužití v případě výroby padělků (neautorizovaná výroba kopií děl) nebo zbraní (STOLÁŘOVÁ, 2018).

1.2 Topologická optimalizace

Topologická optimalizace řeší základní otázku konstruování, jak nejlépe rozmístit materiál ve stanovené oblasti a za stanovených podmínek s cílem dosáhnout nejlepších strukturálních vlastností (SIGMUND, 2013, STOLÁŘOVÁ, 2018, ANSYS, 2018). Koncept topologické optimalizace byl vytvořen primárně pro problémy mechaniky, ale rozšířil se do širokého spektra jiných fyzikálních oblastí, jako jsou proudění, akustika, elektromagnetismus, optika a jejich kombinace.

Z matematického hlediska je základní úlohou topologické optimalizace nalezení takového rozmístění materiálu, které minimalizuje účelovou funkci. Účelová funkce zahrnuje řadu kritérií, které zaručují funkčnost optimalizované konstrukce, např. kritéria objemu, zatížení nebo podpory. Z hlediska výpočtu se jedná o iterační postup a výsledkem bývá pro strukturální analýzy nejčastěji zadaná úspora hmotnosti konstrukce, kterou je nutné následně kontrolovat. Praktickou realizaci topologické optimalizace, jejíž výsledkem mohou být různě komplikované tvary optimalizované konstrukce, umožňuje právě 3D tisk.

1.3 Využití 3D tisku a topologické optimalizace v letectví

S ohledem na požadovanou úsporu hmotnosti i neobvyklých tvarů se technologie 3D tisku již využívá i v letectví a to v draku letounu, v oblasti motorů a v interiéru.

V oblasti draku letounu je 3D tisk využit pro titanovou konzolu pylonu motoru letounu A350 XWB a kovové konzoly v kabině a drenážní trubky u letounů A320neo a A350 XWB (CAUJOLLE, 2017). Kovová slitina byla použita také pro trupovou přepážku oddělující prostor pro cestující od kuchyně v kabině letounu A320 s hmotnostní úsporou 45 %, přičemž s ohledem na minimalizaci hmotnosti byl ve vývoji přepážky využit generativní design inspirovaný přírodou (AUTODESK, 2018).

V oblasti motorů patří mezi používané aplikace prvky palivové soustavy, statorové lopatky, lopatky turbín, speciální komponenty jako jsou sondy pro měření rychlosti a teploty v turbomotorech (EOS, 2018-2), nebo boroskopické kontrolní otvory pro níztlaké turbíny (EOS, 2018-1).

V případě interiéru byly použity díly vyrobené pomocí 3D tisku v podobě krytu videomonitoru v kabině dopravních letounů s hmotnostní úsporou 9 - 13 % (ŠMEJCKÝ, 2017), dále v systému klimatizace – ventilační mřížka kabiny dopravních letounů (ŠMEJCKÝ, 2017) a potrubí ve vrtulnicích firmy Bell s hmotnostní úsporou 13 %, navíc se snížením počtu vyráběných dílů (STRATASYS, 2017).

1.4 Hmotnostní optimalizace konzoly

Předmětem článku je studie hmotnostní optimalizace konzoly brzdících štítů letounu Aero L-39ZA, který byl vyráběn v různých verzích v letech 1971-1997 v České republice a dodneška létá více jak ve 30ti zemích celého světa včetně Armády České republiky (HANČAR, 2018).

Konzola se nachází ve spodní části křídla letounu a spolu s menší konzolou slouží k uchycení brzdícího štítu, který se vysunuje pomocí pracovního válce hydraulické soustavy směrem dolů, viz obrázek 2. Letoun má dva brzdící štíty. Zatížení na konzolu působí prostřednictvím čepu v otvorech vidlice konzoly a na tomto čepu je pomocí kulového ložiska uchycen nosník brzdícího štítu. Na předním konci nosníku je uchycen pracovní válec.



Obrázek 2 – Konzola brzdícího štítu na spodní straně křídla letounu L-39ZA (zdroj: autor)

2 Analýza konzoly

Nejdříve je vytvořen CAD model konzoly, poté je model analyzován v prostředí ANSYS pro dané zatížení a následně hmotnostně optimalizován.

2.1 Model konzoly

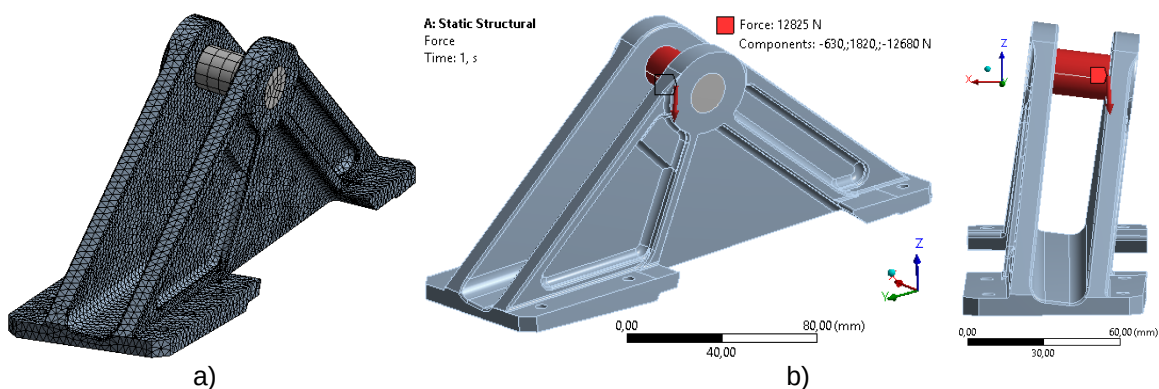
Model konzoly je vytvořen pomocí SW Autodesk Inventor na základě měření reálné součásti, takže model je přibližný. Konzola a její model jsou zobrazeny na obrázku 3. Konzola je spodní částí uchycena ke křídlu šesti svorníky a zatížení od brzdícího štítu je zavedeno do souosých otvorů horní vidlice prostřednictvím čepu. Konzola je výkovek ze slitiny hliníku 424203.6, což je vysokopevnostní deformačně zpevněný dural s mezinárodním značením Al 2024 s měrnou hmotností 2780 kg/m^3 . Přibližné rozměry jsou $220 \times 70 \times 90 \text{ mm}$ a hmotnost konzoly je 618 g. Model konzoly má objem $203,9 \text{ cm}^3$ a s uvedenou měrnou hmotností má hmotnost 566 g, tedy o 8,4 % méně, než konzola.

2.2 Analýza konzoly

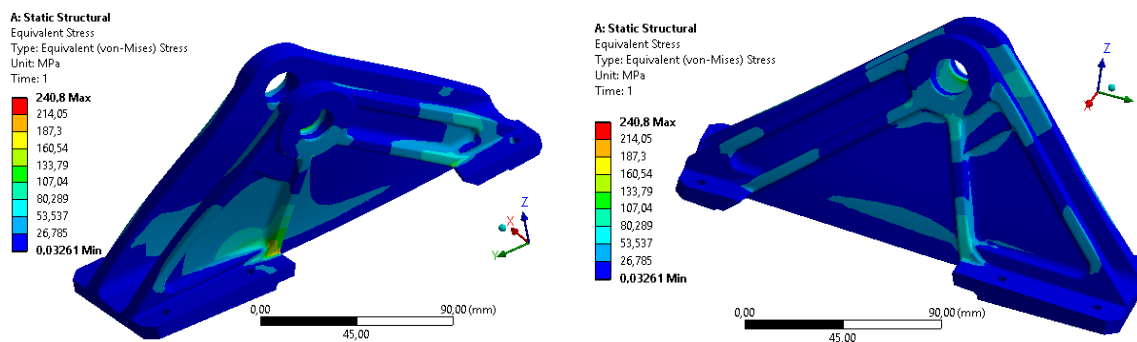
Konzola je analyzována v prostředí statické analýzy ANSYS Workbench 17.0. Síť je znázorněna na obrázku 4a, zatížení na obrázku 4b. Zatížení konzoly bylo stanoveno na základě aerodynamického zatížení pro přistávací rychlost letounu 195 km/h s výchylnou brzdících štítů 55° . Zatížení působí uprostřed otvorů vidlice konzoly, takže součástí modelu konzoly je čep, na který je toto zatížení aplikováno. Žádná další zatížení, včetně dynamického nebo únavového, nejsou v této studii uvažovány. Zatížení působí ve směru jednotlivých osí (obrázek 4b): $X = -630 \text{ N}$, $Y = 1820 \text{ N}$ a $Z = -12680 \text{ N}$. Výsledky analýzy v podobě ekvivalentního napětí jsou zobrazeny na obrázku 5 a deformace na obrázku 6.



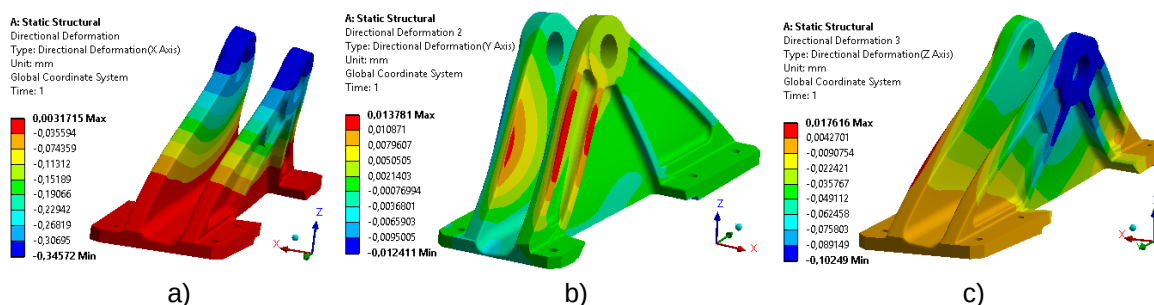
Obrázek 3 – Konzola (obsahuje kabel ukostření) a její CAD model (zdroj: autor)



Obrázek 4 – Síť modelu konzoly (a) a její zatížení (b)



Obrázek 5 – Ekvivalentní napětí modelu konzoly



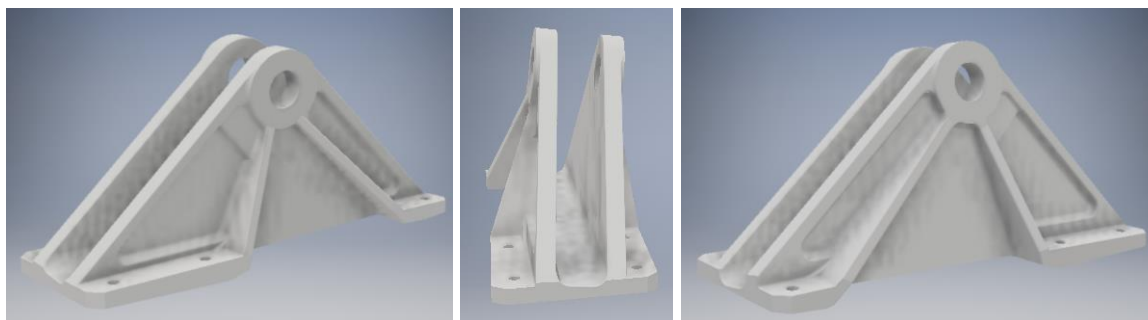
Obrázek 6 – Deformace modelu konzoly ve směru osy X (a), Y (b) a Z (c)

Výsledky analýzy ukazují na dostatečnou schopnost konzoly přenášet dané zatížení a možnost hmotnostní redukce. Mez kluzu použitého materiálu konzoly je 324 MPa, mez pevnosti 469 MPa, modul pružnosti 73,1 GPa, Poissonovo číslo 0,33 (ALUMINIUM, 2018), čep je ocelový. Koncentrace napětí je v místě přechodu svislé stěny do vodorovné základny

konzoly o hodnotě 240 MPa pro použitou síť; toto zvýšené namáhání je způsobené zatížením ve směru osy X, kde se nachází i největší deformace konzoly ($X_{\max} = 0,34$ mm, $Y_{\max} = 0,014$ mm, $Z_{\max} = 0,10$ mm). Při použití jemnější sítě lze v této oblasti předpokládat další nárůst napětí. Proto je tvar modelu konzoly upraven.

2.3 Úprava tvaru konzoly

S ohledem na plánovanou hmotnostní redukci, která je předmětem článku a u které lze předpokládat, že konzolu zeslabí, jsou přidána čtyři výztužná žebra, která koncentraci napětí i předpokládané zeslabení konzoly zachytí. Upravena je také spodní část konzoly v oblasti zaoblení. Topologická optimalizace totiž materiál nepřidává, pouze ubírá. Model upravené konzoly pro účely topologické optimalizace je na obrázku 7. Snahou je docílit hmotnostní redukci i přes nárůst hmotnosti v důsledku uvedených úprav.



Obrázek 7 – Model upravené konzoly, objem je 217,1 cm³ (nárůst o 6,5 %)

Ekvivalentní napětí v oblasti žebra upravené konzoly bylo těmito úpravami sníženo ve srovnání s modelem konzoly na hodnotu 100 MPa, deformace ve směru osy X a Z byla snížena na přibližně polovinu ($X_{\max} = 0,16$ mm, $Z_{\max} = 0,057$ mm) a ve směru osy Y zůstala deformace přibližně stejná ($Y_{\max} = 0,013$ mm). Objem modelu upravené konzoly narostl o 6,5 %. Při úpravách konzoly je nutné respektovat přístupnost otvorů základny konzoly kvůli montáži konzoly pomocí svorníků, matic a podložek ke křídlu letounu.

3 Hmotnostní optimalizace konzoly

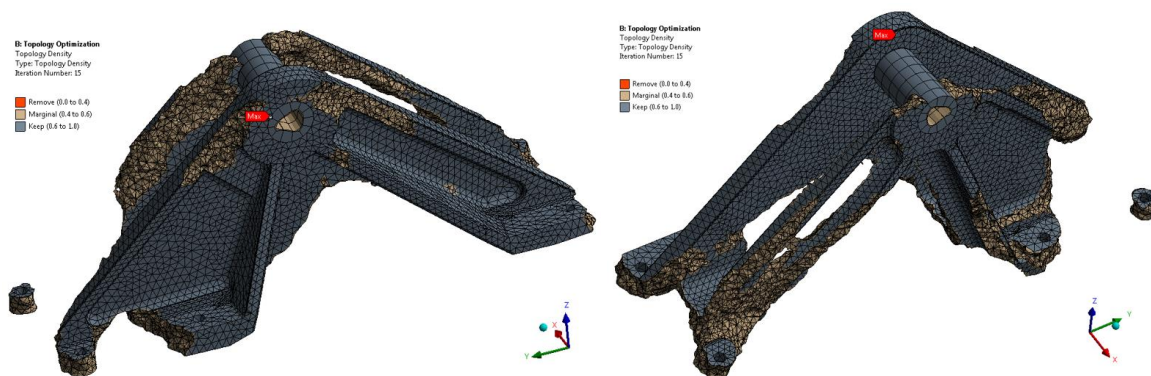
Za účelem dosažení hmotnostní redukce konzoly je provedena topologická optimalizace s využitím SW ANSYS 18.1. Následně je model optimalizované konzoly kontrolován s ohledem na napjatost a deformace původní konzoly a provedena je rovněž kontrola na ztrátu stability.

3.1 Topologická optimalizace konzoly

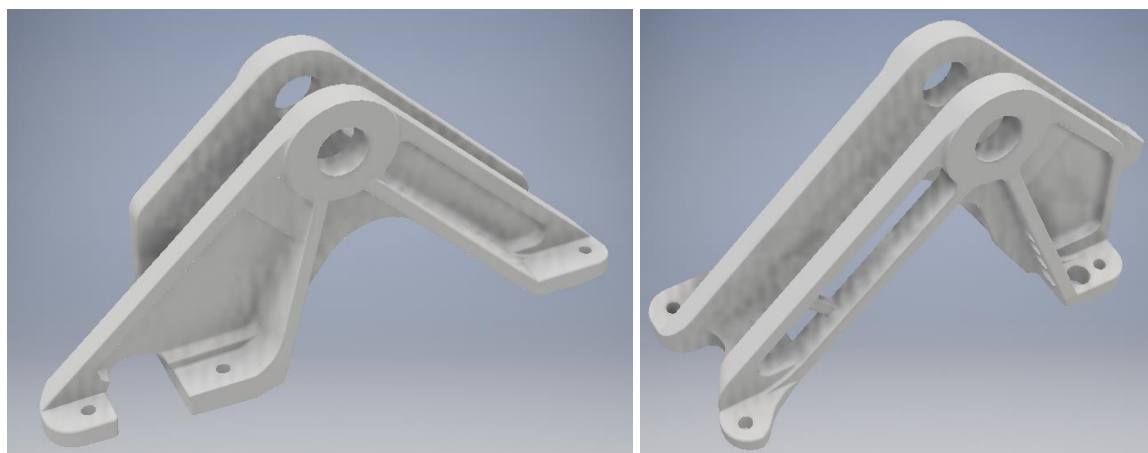
Topologická optimalizace byla provedena v prostředí ANSYS Workbench 18.1. Za účelovou funkci (Response Constraint) je zvolena hmotnost s požadovanou redukcí 50 % a oblasti vyjmuty z optimalizace (Exclusive Region) jsou všechny okrajové podmínky - válcové plochy šesti otvorů pro uchycení konzoly ke křídlu a dva otvory oka vidlice pro uchycení čepu. Pro účely topologické optimalizace bylo nutné zrušit okrajovou podmínku opření spodní části konzoly o křídlo (Compression Only Support), která byla ve statické analýze použita také. Na obrázku 8 jsou výsledky pro model upravené konzoly pro hmotnostní redukci 50 %.

Optimalizovaný model konzoly z topologické optimalizace lze pro další analýzy využít, ale je nutné upravit jeho povrch, který je kromě jiného také určen použitou hustotou sítě. V případě této studie byla použita síť u všech modelů s velikostí elementů 3 mm. Čím jemnější síť, tím hladší model, ale na druhou stranu to klade vyšší požadavky na HW. V

každém případě jsou tyto úpravy poměrně zdlouhavé, proto je pro účely této studie zvolen rychlejší postup, kdy je model upraven “ručně” podle výsledků topologické optimalizace. Na obrázku 9 je takto upravený optimalizovaný model konzoly.



Obrázek 8 – Výsledek topologické optimalizace konzoly s hmotnostní redukcí 50 %



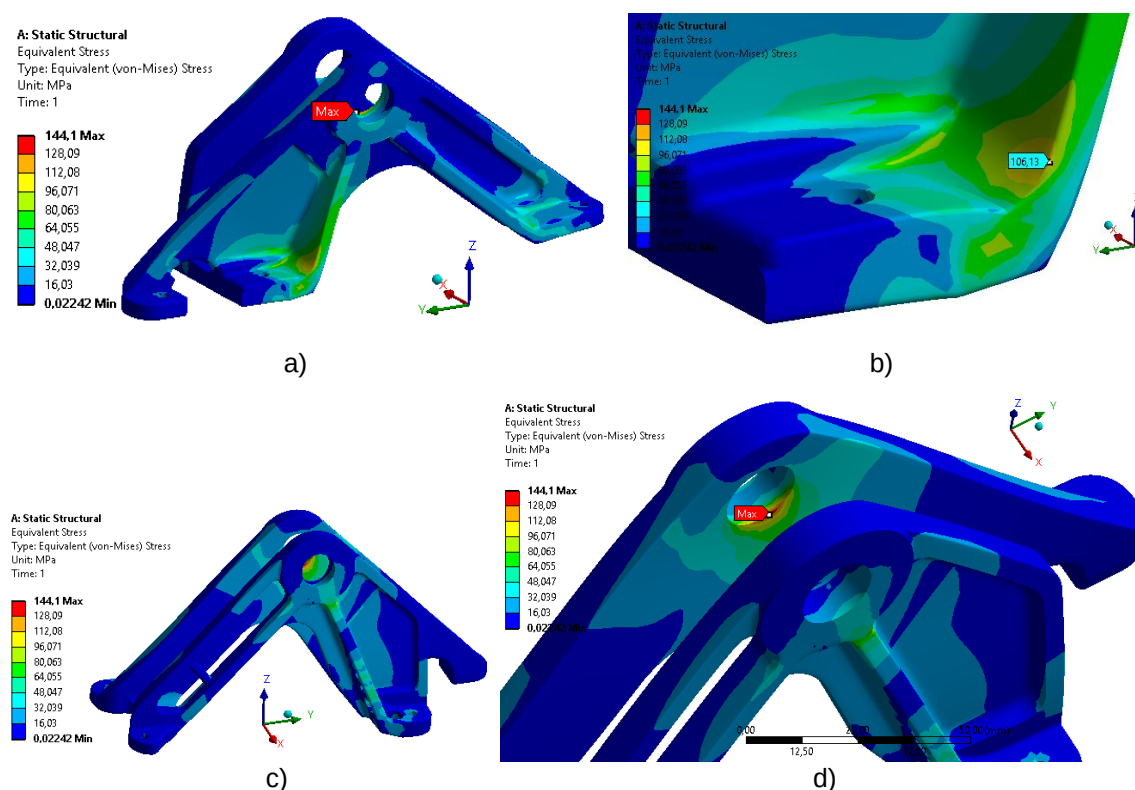
Obrázek 9 – Optimalizovaný model konzoly, objem 140,2 cm³ (redukce o 31,2 %)

Optimalizovaný model respektuje základní tvary topologické optimalizace. Výsledný tvar konzoly není symetrický a jeden otvor pro uchycení konzoly ke křídlu není vůbec potřeba. Uvedený model počítá z hlediska uchycení s dokonale tuhým podkladem, tedy křídlem a tak střední spodní část konzoly není pro přenos zatížení rovněž potřeba. Optimalizovaná konzola má objem 140,2 cm³, takže redukce objemu a tím pádem i hmotnosti je 31,2 % vzhledem k modelu konzoly. Vzhledem k modelu upravené konzoly má optimalizovaný model konzoly redukci objemu 35,4 %. Následuje verifikace, tedy pevnostní kontrola optimalizované konzoly.

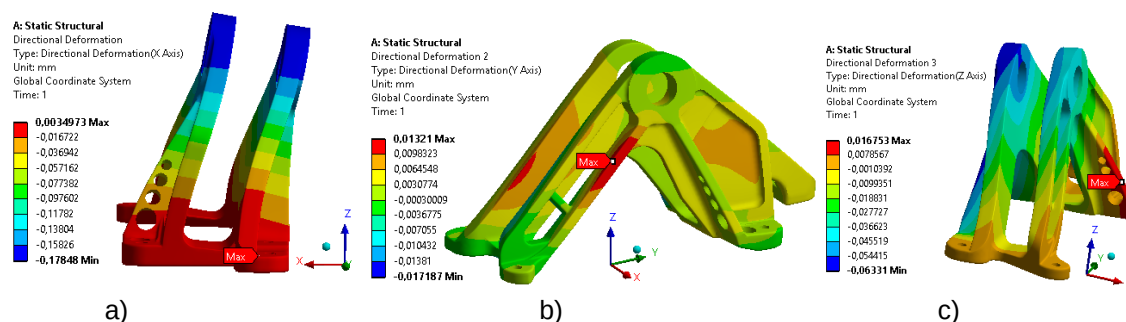
3.2 Verifikace optimalizované konzoly

Výsledky verifikace, kdy byl optimalizovaný model konzoly analyzován stejným způsobem, jako v případě modelu konzoly nebo modelu upravené konzoly, jsou na obrázku 10 pro ekvivalentní napětí a na obrázku 11 pro deformace v jednotlivých směrech.

Největší ekvivalentní napětí von Mises vychází v oblasti spojení čepu s otvory vidlice a má hodnotu 147 MPa, viz obrázek 10 a.d. Tomuto uzlu a jeho přesnějšímu modelování bude potřeba v budoucnu věnovat pozornost.



Obrázek 10 – Ekvivalentní napětí optimalizované konzoly



Obrázek 11 - Deformace optimalizované konzoly ve směru osy X (a), Y (b) a Z (c)

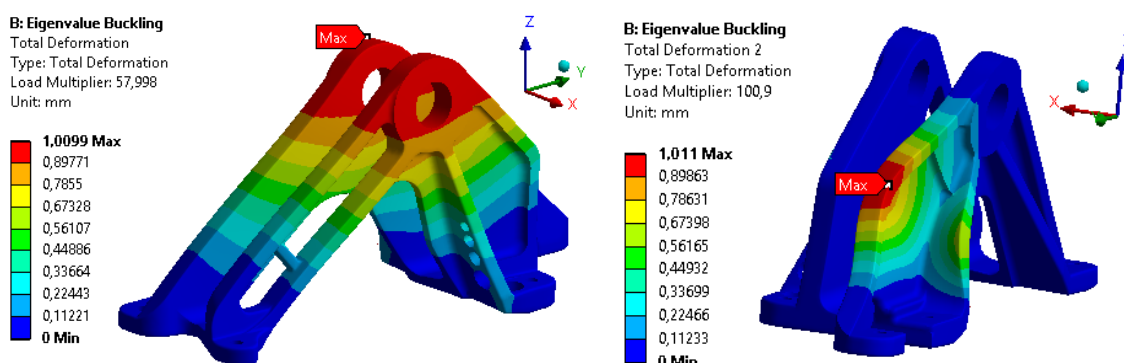
V oblasti žebra je maximální napětí 106 MPa (obrázek 10b), což je hodnota o 56 % nižší, než u modelu konzoly (obrázek 5) a o 6 % vyšší, než u upraveného modelu konzoly (kapitola 2.3). Maximální deformace optimalizované konzoly mají hodnoty $X_{\max} = 0,178$ mm, $Y_{\max} = 0,017$ mm, $Z_{\max} = 0,063$ mm. Ve srovnání s modelem konzoly má optimalizovaná konzola na základě provedené analýzy přibližně poloviční hodnotu deformace ve směrech X a Z a ve směru Y je deformace obou konzol srovnatelná (viz kapitola 2.2). Lze tedy konstatovat, že optimalizovaná konzola splnila zadání s dostatečnou rezervou, protože napjatost a deformace optimalizované konzoly je nižší než hodnoty modelu konzoly a byla dosažena významná, přibližně jednotřetinová, úspora hmotnosti. Porovnání hodnot jednotlivých modelů je v tabulce 1. Ekvivalentní napětí je uvažováno v místě žebra.

Tabulka 1 Porovnání výsledků řešených variant konzoly

Varianta	Objem	Ekv. napětí	Def. $X_{\max}$	Def. $Y_{\max}$	Def. $Z_{\max}$
Model konzoly	203,9 cm ³	240,8 MPa	0,34 mm	0,01 mm	0,10 mm
Upravený model konzoly	217,1 cm ³	100,0 MPa	0,16 mm	0,01 mm	0,06 mm
Optimalizovaný model k.	140,2 cm ³	106,1 MPa	0,18 mm	0,02 mm	0,06 mm

3.3 Analýza ztráty stability optimalizované konzoly

Analýza ztráty stability (Eigenvalue Buckling) byla provedena za účelem ověření, jestli optimalizované konzole, která je ve srovnání s modelem konzoly subtilnější, nehrozí tato porucha. Tato analýza využívá simulační model statické strukturální analýzy a výsledkem je kromě tvaru možná ztráta stability také násobek zatížení (Load Multiplier), při kterém dojde na základě analýzy ke ztrátě stability. Nejnižší hodnota tohoto násobku je 58,0 takže optimalizovaná konzola vyhovuje s dostatečnou rezervou i z hlediska ztráty stability. Výsledky pro první dva módy jsou na obrázku 12.



Obrázek 12 – Výsledky analýzy ztráty stability pro první dva módy

4 Závěr

Výsledkem studie je optimalizovaná konzola brzdících štítů s významnou úsporou hmotnosti o hodnotě 31 % vzhledem k původní konzole. Právě snižování hmotnosti prvků letadel je jedním z prioritních požadavků na letecké konstrukce. Z hlediska daného statického namáhání optimalizovaná konzola vyhovuje, protože na základě analýzy uvedené v článku, má nižší hodnoty napjatosti a deformací, než původní konzola. V případě výroby je možné tuto konzolu vyrobit pomocí technologie 3D tisku, které se stále víc využívá i v letectví, z ekvivalentního materiálu jako má původní konzola.

Optimalizovaná konzola má dostatečnou rezervu pro dané statické zatížení pro další optimalizaci, takže předložená varianta nemusí být konečným řešením také s ohledem na absenci dynamického a únavového zatížení, které v této studii nebyly zohledněny. Oprávněnost předloženého postupu analýzy a výsledků ovšem platí za předpokladu, že materiálové vlastnosti původní konzoly vyrobené kováním jsou shodné s charakteristikami materiálu vyrobeného pomocí 3D tisku, což v praxi příliš neplatí. Právě oblasti ověření materiálových charakteristik při různém druhu výroby 3D tiskem a zatížení se doporučuje věnovat v budoucnu pozornost a následně konzolu nebo její materiál experimentálně ověřit.

Pro další řešení se také doporučuje opakování procesu topologické optimalizace pomocí SW ANSYS pro další snížení hmotnosti konzoly, použití přesnějšího geometrického modelu konzoly stanoveného např. 3D skenováním, jemnější síť, nebo další možnosti odlehčení optimalizovaného modelu např. pomocí příhradové struktury (Lattice).

Zkušenosti s předloženou topologickou optimalizací konzoly letounu L-39ZA s možností výroby pomocí 3D tisku budou využity pro podporu vývoje konzoly brzdících štítů nového letounu L-39 NG (STOLÁŘOVÁ, 2018).

Literatura

3D-TISK, 2013 [online]. *3D tisk*, [cit. 2018-05-25]. Dostupné z: <http://www.3d-tisk.cz/3d-tisk/>

- ALUMINIUM, 2018 [online]. *Aluminium 2024-T3*, cit [2018-05-25]. Dostupné z: <http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=ma2024t4>
- ANSYS, 2018. *Topology Optimization* [online]. [cit. 2018-05-28]. Dostupné z: <https://www.ansys.com/products/structures/topology-optimization>
- AUTODESK, 2018. *Reimagining the future of air travel* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: <https://www.autodesk.com/customer-stories/airbus>
- CAUJOLLE, M., 2017. *Airbus: First titanium 3D-printed part installed into serial production aircraft* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: <http://www.airbus.com/newsroom/press-releases/en/2017/09/first-titanium-3d-printed-part-installed-into-serial-production-.html>
- EOS, 2018-1. *Aerospace: MTU - Manufacturing of Engine Components for the Airbus A320neo with EOS Technology* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: https://www.eos.info/case_studies/mtu-series-component-production_3D-printing-of-jet-engine-parts
- EOS, 2018-2. *Aerospace: Vectoflow - Additive Manufacturing of probes for measuring speed and temperature in turbo engines* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: <https://www.eos.info/aerospace-vectoflow-additive-manufacturing-of-probes-for-measuring-speed-and-temperature-in-turbo-engines-ea0691d8a20ee1eb>
- HANČAR, M., 2018 [online]. *Výroba L-39*, [cit. 2018-05-29]. Dostupné z: http://l-39.cz/L-39_vyroba.html
- METHALAB, 2015 [online]. *Northwestern University study confirms 3D printed metal parts help reduce aircraft weight by 7%*, [cit. 2018-05-28]. Dostupné z: <http://www.3ders.org/articles/20150606-northwestern-university-study-confirms-3d-printed-metal-parts-help-reduce-aircraft-weight.html>
- NORMA, 2015. Norma EN ISO 17296-2:2015 (Additive manufacturing – General principles)
- SIGMUND, O., MAUTE, K., 2013. *Topology optimization approaches*. Structural and Multidisciplinary Optimization, Vol 48, Dec 2013, Issue 6 pp. 1031 – 1055. DOI 10.1007/s00158-013-0978-6
- STOLÁŘOVÁ, D., 2018. *Aplikace 3D tisku v letectví*. [Diplomová práce], Brno: Univerzita obrany, 2018, 103 s.
- STRATASYS, 2017. *Stratasys Direct Manufacturing – Developing Flight-Ready Production Hardware with Laser Sintering* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: <http://additivemanufacturing.com/2017/03/24/stratasys-direct-manufacturing-developing-flight-ready-production-hardware-with-laser-sintering/>
- ŠMEJCKÝ, J., 2017. *ABC 3D: Společnost Emirates využívá 3D tisk technologie SLS pro výrobu částí kabin letadel pomocí tiskáren 3D Systems* [online]. [cit. 2018-05-26]. Dostupné z: <https://www.abc3d.cz/novinky>

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.

Kounicova 65, 662 10 Brno, Česká republika, juraj.hub@unob.cz

NUMERICKÁ ANALÝZA PERIODICKÉ STRUKTURY V GHZ PÁSMU

TOMAS KRIZ, PETR DREXLER, RADIM KADLEC

Ústav Teoretické a experimentální Elektrotechniky,
Vysoké učení technické v Brně.

Abstract: The article presents results of numerical modelling of planar resonators arrays designed for GHz frequencies. In order to achieve response in the GHz region of the electromagnetic response, the partial resonator components of the array collapsed in to the dot-like structures. The dot structures were examined. Mainly the circle shape resonators seem to be promising for simplified fabrication by micro-structuring technology.

Keywords: Periodic resonant structures, metamaterial, ANSYS HFSS

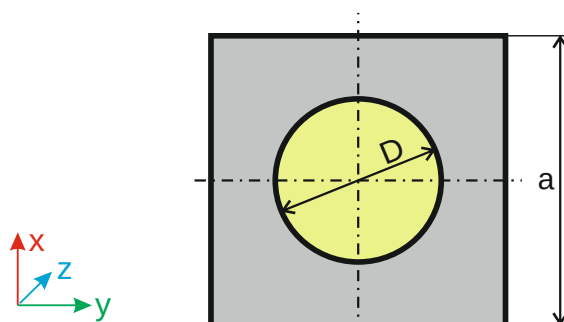
1 Úvod

V posledních několika letech se projevuje velký zájem o výzkum periodických rezonančních elektromagnetických struktur, které se skládají z kovových a dielektrických prvků. Tento nový směr byl umožněn díky pokroku ve výzkumu metamateriálů. Výzkumem metamateriálů bylo umožněno získat vlastnosti materiálů, které se standardně nevyskytují v přírodě. Díky vnitřnímu uspořádání struktury metamateriálu, lze dosáhnout nových elektrických, magnetických nebo optických vlastností. Vhodně zvolenou periodickou strukturou lze dosáhnout záporné permitivity nebo permeability. Pro získání záporného indexu lomu lze použít periodickou strukturu kovových metamateriálů, které svým uspořádáním umožňují průchod světla. Takto uspořádaná rezonanční struktura ovlivňuje vztahy mezi elektrickým polem, magnetickým polem a tokem světelného záření. Použití struktury s určitým indexem lomu umožňuje získat metamateriál, u něhož nastává rezonanční chování dielektrické permitivity. Tato rezonanční struktura má na rozdíl od kovových metamateriálů zanedbatelnou absorpci. Světlo není touto strukturou odraženo, ale ani neabsorbováno, ale dochází k opačnému (zápornému) lomu paprsku.

V současné době je výzkum zaměřen na oblast metamateriálových rezonančních struktur, které jsou složeny z dílčích rezonančních segmentů. U těchto rezonančních struktur je zkoumána (pozorována) spektrální odezva, která je dána superpozicí jednotlivých rezonančních segmentů. Každá z těchto rezonančních struktur může být naladěna na jiný kmitočet. Planární rezonanční struktury složené z kovových a dielektrických částí vykazují základní rezonanční kmitočet. Tento kmitočet je dán rozměry kovové rezonanční struktury (použitého tvaru rezonátoru) a dielektrickou konstantou použitého substrátu. Tyto planární rezonanční struktury rezonují nejen na základním rezonančním kmitočtu, ale vykazují i vyšší rezonanční kmitočty. Tyto rezonance odpovídají ladění každého rezonátoru [1-4].

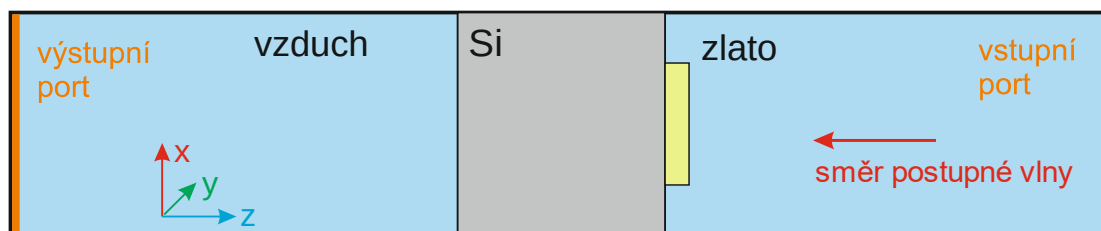
2 Popis numerického modelu

Planární rezonanční struktura je složena z jednotlivých segmentů, které jsou uspořádány do matice $m \times m$ prvků. Pro numerickou analýzu periodické rezonanční struktury byl vytvořen numerický model jednoho segmentu, tento segment je na obr. 1. Model segmentu byl vytvořen v programu Ansys HFSS. Modelovaný segment je složen z kovového motivu, který je umístěn na křemíkovém substrátu. Rezonanční motiv má tvar kruhu průměru $D = 500 \mu\text{m}$ a tloušťkou $50 \mu\text{m}$. Pro kovový rezonanční prvek bylo zvoleno zlato, které má měrnou elektrickou vodivost $\sigma = 41 \text{ MS/m}$. Modelovaný segment křemíkového substrátu má čtvercový průřez s rozměry $a = 1.000 \mu\text{m}$ s tloušťkou $675 \mu\text{m}$. Relativní permitivita křemíkového substrátu je $\epsilon_r = 11,9$.



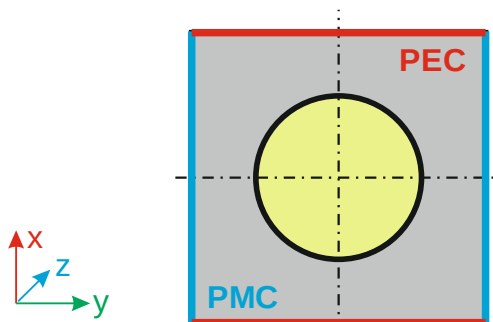
Obrázek 2 - Modelovaný rezonanční segment

Rezonanční struktura je ozařována rovinnou lineárně polarizovanou vlnou. Ozařovaný výkon elektromagnetické vlny byl zvolen jako jednotkový tj. 1W. Kmitočet elektromagnetické vlny byl rozmítán od 50 GHz do 150 GHz. V těsném okolí rezonančního segmentu bylo vytvořeno vzduchové okolí, obr. 2. Pro buzení elektromagnetické vlny a vyhodnocení výsledků byl definován vstupní a výstupní port na koncích vzduchového okolí. Elektromagnetická vlna se šíří ve směru osy z. Vzhledem k tomu, že je modelován pouze jeden segment rezonanční struktury, je nutno zadat vhodné okrajové podmínky pro zajištění této symetrie.



Obrázek 3 - Kompletní geometrický model včetně vzduchového okolí

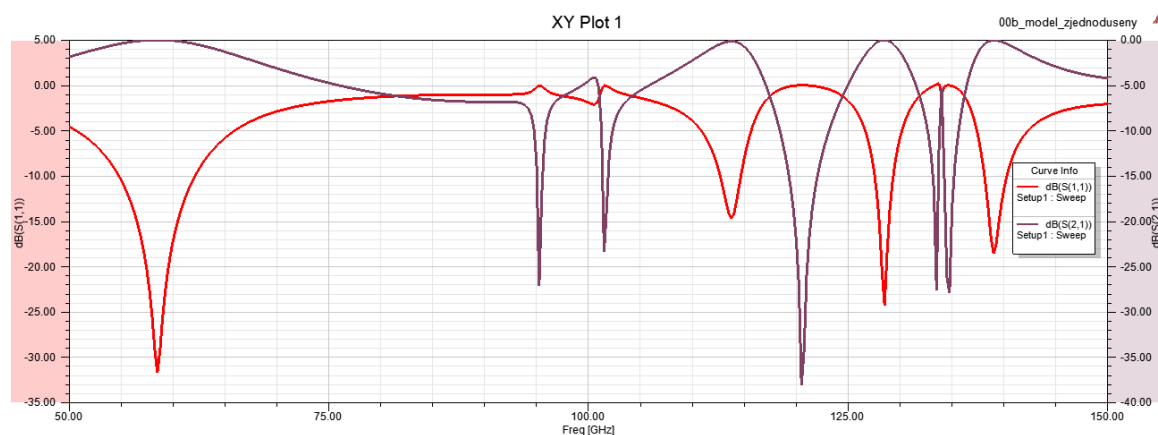
Okrajové podmínky byly zadány na vnější stěny vzduchového okolí. Na stěny rovnoběžné s rovinou yz byla zadána okrajová podmínka dokonalý elektrický vodič PEC. Tato okrajová podmínka zajišťuje kolmost vektoru intenzity elektrického pole k této ploše. Na stěny rovnoběžné s rovinou xz byla zadána okrajová podmínka dokonalý magnetický vodič PMC. Tato okrajová podmínka zajišťuje kolmost vektoru intenzity magnetického pole k této ploše. Zadané okrajové podmínky jsou na obr. 3.



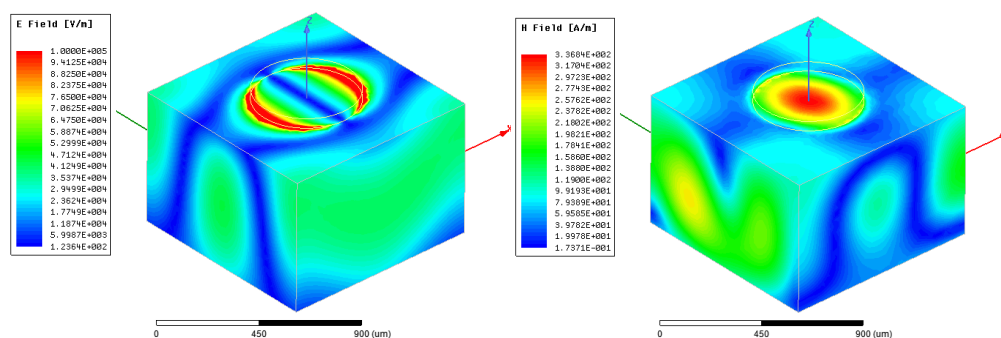
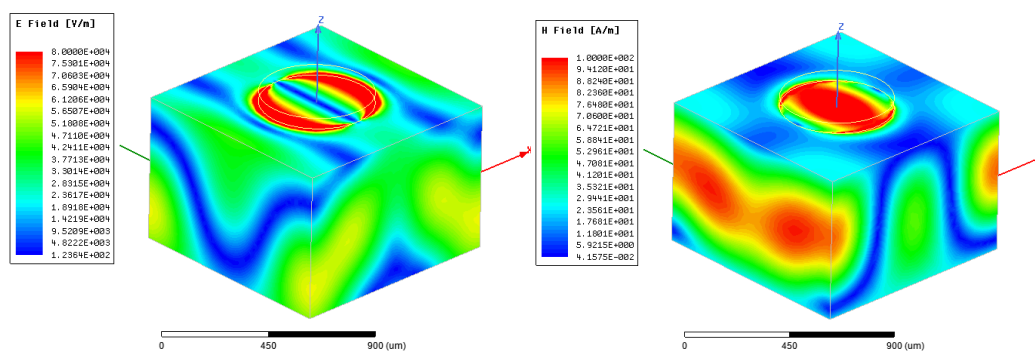
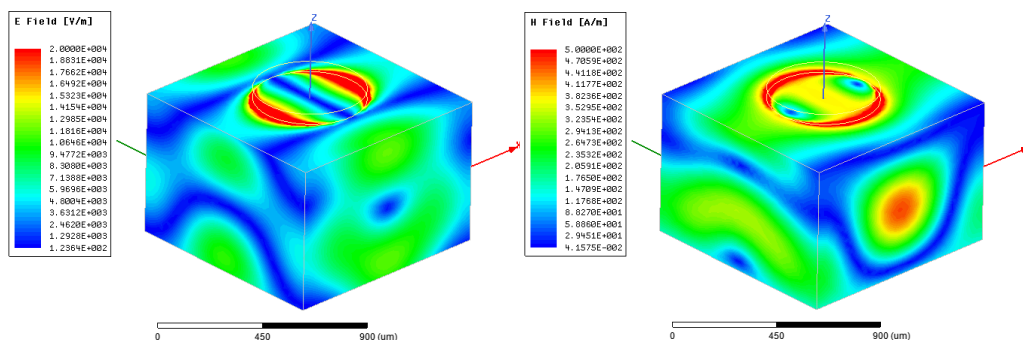
Obrázek 4 - Zadané okrajové podmínky

3 Výsledky numerického modelu

Vyhodnocení rezonančních kmitočtů bylo provedeno pomocí s-parametrů získaných pomocí vstupního a výstupního portu. Byla sledována hodnota parametru S_{11} a S_{21} . Pokud dochází na daném kmitočtu k rezonanci parametr S_{11} se blíží k 0 dB a parametr S_{21} nabývá minimální hodnot. Rezonanční strukturu lze přirovnat k pásmové zádři. Na obr. 4 je vynesena závislost S_{11} a S_{21} na kmitočtu. Z grafu lze odečíst rezonanční kmitočty. První tři rezonance jsou na kmitočtech 95,4, 101,6 a 120,5 GHz.

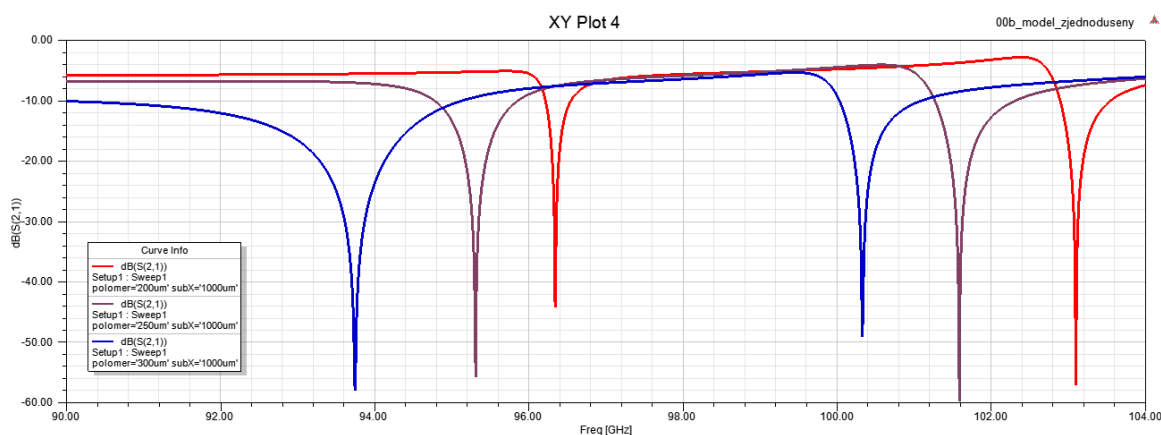
Obrázek 5 - Závislost s_{11} a s_{22} segmentu na kmitočtu

Na obr. 5 – 7 je zobrazeno rozložení modulu intenzity elektrického pole E a modulu intenzity magnetického pole H pro první tři rezonanční kmitočty.

Obrázek 6 - Rozložení modulu E a H na segmentu pro $f = 95,4$ GHzObrázek 7 - Rozložení modulu E a H na segmentu pro $f = 101,6$ GHz

Obrázek 8 - Rozložení modulu E a H na segmentu pro $f = 120,5$ GHz

Rezonanční segment lze přeladit na jiný rezonanční kmitočet například změnou rozměrů nebo tvaru kovové části rezonátoru. Pro ukázkou změny rezonančního kmitočtu jednoho segmentu byla provedena parametrická analýza ve které byl měněn poloměr zlatého kruhu od $200\ \mu\text{m}$ do $300\ \mu\text{m}$ s krokem $50\ \mu\text{m}$. Výsledky parametrické analýzy jsou na obr. 8. V grafu je vyneseno pouze parametru S_{21} pro první dva rezonanční kmitočty. Se zvětšujícím se poloměrem kruhu roste i rezonanční kmitočet.

Obrázek 9 - Závislost parametru S_{21} segmentu na kmitočtu pro parametrickou analýzu

4 Závěr

Byla provedena numerická analýza jednoho segmentu periodické rezonanční struktury. Pro modelovaný segment byly určeny rezonanční kmitočty. Bylo ukázáno možnost naladění segmentu změnou rozměrů. Kombinací segmentů naladěných na různé rezonanční kmitočty lze získat strukturu se zakódovanou informací ve spektrální oblasti.

Literatura

SOUKOULIS, C. M., LINDEN, S. and WEGENER, M., 2007. Negative refractive index at optical wavelengths. *Science*, Vol. 315, No. 5808, 47-49.

PRERADOVIC, S. and KARMAKAR, N. C., 2010. Chipless RFID: Bar code of the future," *IEEE Microwave Magazine*, Vol.11, No. 7, 87-97.

POLIVKA, M., HAVLICEK, J., SVANDA, M. and MACHAC, J., 2015. Improvement of RCS response of U-shaped strip-based chipless RFID tags, In *Proceedings of IEEE European Microwave Conference, Paris*, 107-110.

VENA, E. PERRET, S. TEDJINI, 2012. High-Capacity Chipless RFID Tag Insensitive to the Polarization, *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*, vol.60, no.10, pp.4509-4515.

Poděkování

The research was carried out under support of Czech Science Foundation GA17-00607S, within grant No. LO1401 covered by National Sustainability Programme. The infrastructure of the SIX Center was utilized to facilitate the research and the assistance provided by the general student development project being executed at Brno University of Technology.

Kontaktní adresa:

Ing. Tomáš Kříž, Ph.D., Doc. Ing. Petr Drexler, Ph.D., Ing. Radim Kadlec, Ph.D.
Ústav Teoretické a experimentální elektrotechniky, Fakulta elektrotechniky a komunikačních technologií, Vysoké učení technické v Brně, Technická 12, 616 00 Brno.
krizt@feec.vutbr.cz, drexler@feec.vutbr.cz, kadlec@feec.vutbr.cz

A CFD APPROACH AS PRELIMINARY STUDY OF THE WIND EFFECTS BEFORE THE EXPERIMENT

MICHAL FRANEK¹, MAREK MACÁK², OL'GA HUBOVÁ³

¹Department of Building Construction, Slovak University of Technology in Bratislava,
Faculty of Civil Engineering,
Radlinského 11, 810 05 Bratislava

²Department of Mathematics and Descriptive Geometry, Slovak University of Technology
in Bratislava, Faculty of Civil Engineering,
Radlinského 11, 810 05 Bratislava

³Department of Structural Mechanics, Slovak University of Technology in Bratislava,
Faculty of Civil Engineering,
Radlinského 11, 810 05 Bratislava

Abstract: At present, the evolution of numerical and experimental methods help us to better understand and study the wind effects on structures. The present study focuses on the numerical prediction of the wind effects on complex buildings as a preliminary before the experiment in Boundary Layer Wind Tunnel in Bratislava. Evaluated and calibrated numerical model with experiment is used for preliminary wind analysis. It helps us to understand the critical zones and effects which occur in the flow around complex buildings in real urban structure. According to preliminary numerical wind analysis it was chosen the critical zones where it was used the pressure taps and Irwin probes for the accurate analysis of the wind effects. The preliminary numerical model show us zones where the wind effect is major and reduce the measuring time and probes in wind tunnel.

Keywords: preliminary numerical simulation, computational fluid dynamics, turbulence model, atmospheric boundary layer, boundary layer wind tunnel

1 Introduction

Computational Wind Engineering (CWE) is based on Computational Fluid Dynamics (CFD). CFD is being used to study properties of natural wind in the lower part of the atmospheric boundary layer (ABL) (0 – 200 m). The most important parameter during flow in boundary layer on the surrounded surface is Reynolds number. At the certain value it occurs to turbulence. Correct definition of the turbulence is difficult. Better express of turbulence is as a list of properties and attributes. It contains diffusivity, vorticity, randomness, scale spectrum, 3D structure, dissipation and non – linearity. Comprehensive reviews have been published (Stathopoulos, 1997; Reichrath and Davies, 2002; Blocken and Carmeliet, 2004).

Correct simulation is obtained with accurate and reliable predictions of atmospheric processes. Flow profiles are characterized by mean wind speed and turbulence quantities at the inlet zone of the computational domain. These profiles can be representative of the roughness characteristics of the upstream terrain. Roughness of the approach terrain is included in the computational domain for better catch of the ABL.

For accurate results from simulation it is necessary to achieve the similarity of the ABL and measuring models. Our study is focused on using the calibrated numerical model (Franek et al., 2016) as a preliminary wind analysis. Numerical model was used for wind analysis of designed future complex of buildings. Boundary conditions and numerical model will be explained in following paragraphs.

For numerical and experimental analysis it was used complex of real designed area of city. It was modeled the adjacent construction and buildings to estimate real flow patterns

around buildings. The main goal for CFD simulation was to determinate critical wind direction and zones for external pressure and pedestrian wind comfort.

2 Applied methods for numerical simulation

For the solution of our problem we choose finite volume method implemented under program ANSYS Fluent (Ansys, 2017). Fluent offers several turbulence models. All computations were ran as pressure-based, steady, without production limiter. From solution methods was used SIMPLE pressure-velocity coupling scheme with second order spatial discretization, for transient formulation was used second order implicit method. Solution was initialized with hybrid initialization with default setting.

2.1 Turbulence model

For our computation it was chosen RANS model SST $k - \omega$ model. The $k - \omega$ model incorporates modifications for low-Reynolds number effects, compressibility, and shear flow spreading. The sensitivity of the solutions to values for k and ω outside the shear layer were improved. The first transported variable is turbulent kinetic energy k . The equation for solving is formulated as

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial k u_i}{\partial x_i} = \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta^* k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu + \sigma^* \nu_T \frac{\partial k}{\partial x_j} \right]. \quad (1)$$

The second transported variable is the specific dissipation ω . The equation is characterized as

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \frac{\partial \omega u_i}{\partial x_i} = \alpha \frac{\varepsilon}{k} \tau_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \beta \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\nu + \sigma \nu_T \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right], \quad (2)$$

where β^* , σ^* , α , β and σ are empirical constants.

2.2 Computational domain

The size of the computational domain was created according to maximum value of blockage ratio, which is maximum 3 % (Franke et al., 2007; Tominaga et al., 2008). In our case it was $2 \times 1.6 \times 0.8 \text{ km}^3$ ($L \times W \times H$). The distance from the investigated models to the inlet, sides and top of domain boundaries is at least eleven times bigger, according to Franke et al. (2007) and Tominaga et al. (2008).

In our computational domain, generally three different region can be significant as it is illustrated in Image 1. First zone is central where the actual obstacles (buildings, construction, etc.) are modelled explicitly with their geometrical shapes. Second and third zones are the upstream and downstream region, where the obstacles are modelled implicitly, their geometry is not included but their effect on flow is modelled in terms of roughness (Blocken et al., 2007).

2.3 Computational grid (Mesh)

It was created mesh with size function set on distance using polyedral elements. The element size on surface of the invested building was 1 m with soft behaviour using curvature function and inflation for these surfaces was applied with 5 layers with the height of the first layer 0.4 m. The element size on surfaces of the surrounding buildings and entrance to the subway was 2 m with soft behaviour using curvature function. The element size on another surfaces was 10 m with soft behaviour using distance and curvature function. On bottom boundary was applied inflation with 5 layers with the height of the first layer 0.4 m according to Blocken et al., (2007). It was generated 4 581 744 nodes. Computational grid is illustrated in Image 2.

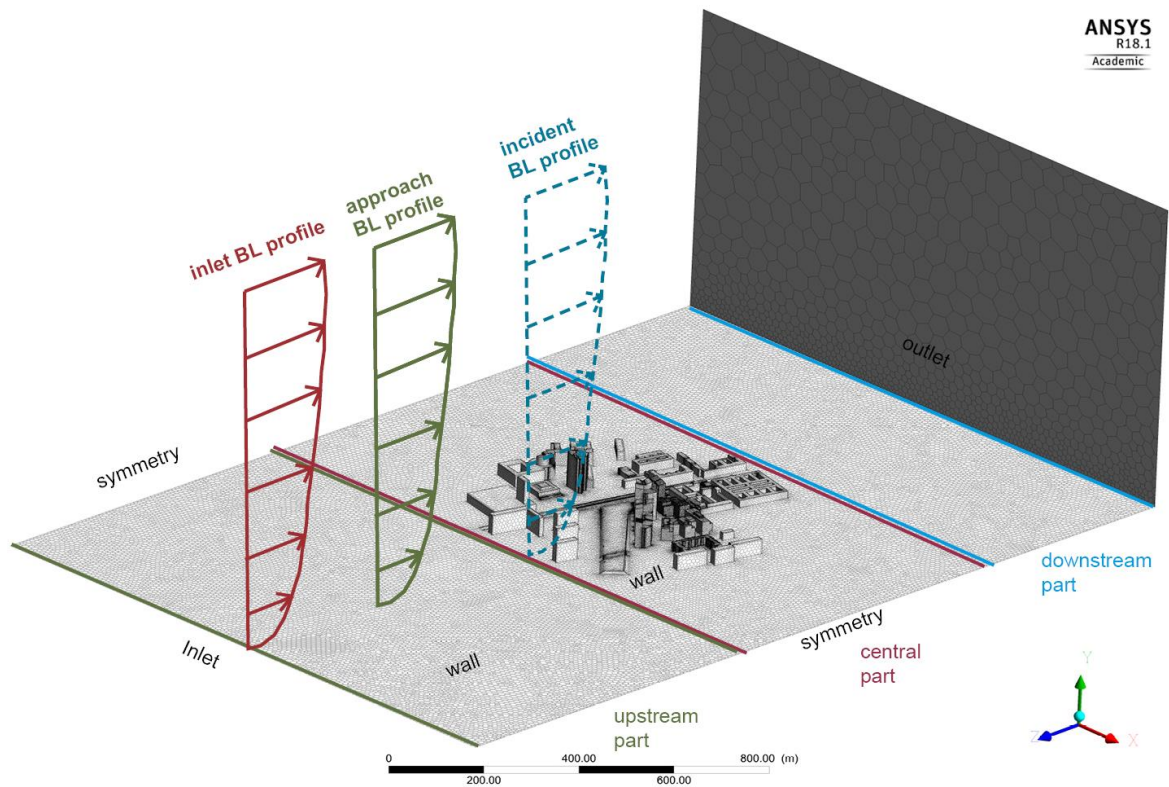


Image 1 – Computational domain with boundary conditions

2.4 Boundary conditions

The inlet boundary conditions of the domain are defined by the vertical profiles

$$v(z) = \frac{v^*}{\kappa} \ln \frac{z + z_0}{z_0}, \quad (3)$$

$$v^* = \frac{v_{ref} \kappa}{\ln \frac{z_{ref} + z_0}{z_0}}, \quad (4)$$

where $v(z)$ is mean wind velocity at height z , v^* is shear velocity, z_0 is aerodynamic roughness length ($z_0 = 0.7$), κ is von Kármán constant ($\kappa = 0.42$), v_{ref} is the reference wind speed.

On the surface of approach terrain and models it was applied the roughness. Due to the fact that real buildings and structures are rough and the approach terrain too. Application of the roughness on the approach terrain is important for fully developed ABL and generation of the adequate turbulence. The equation of roughness height is defined as

$$k_s = \frac{9,793 z_0}{C_s}, \quad (5)$$

where k_s is equivalent sand-grain roughness height [m], C_s is roughness constant [m]. For our case of simulation it is recommended to use C_s equal to 1.0 (Blocken et al., 2007).

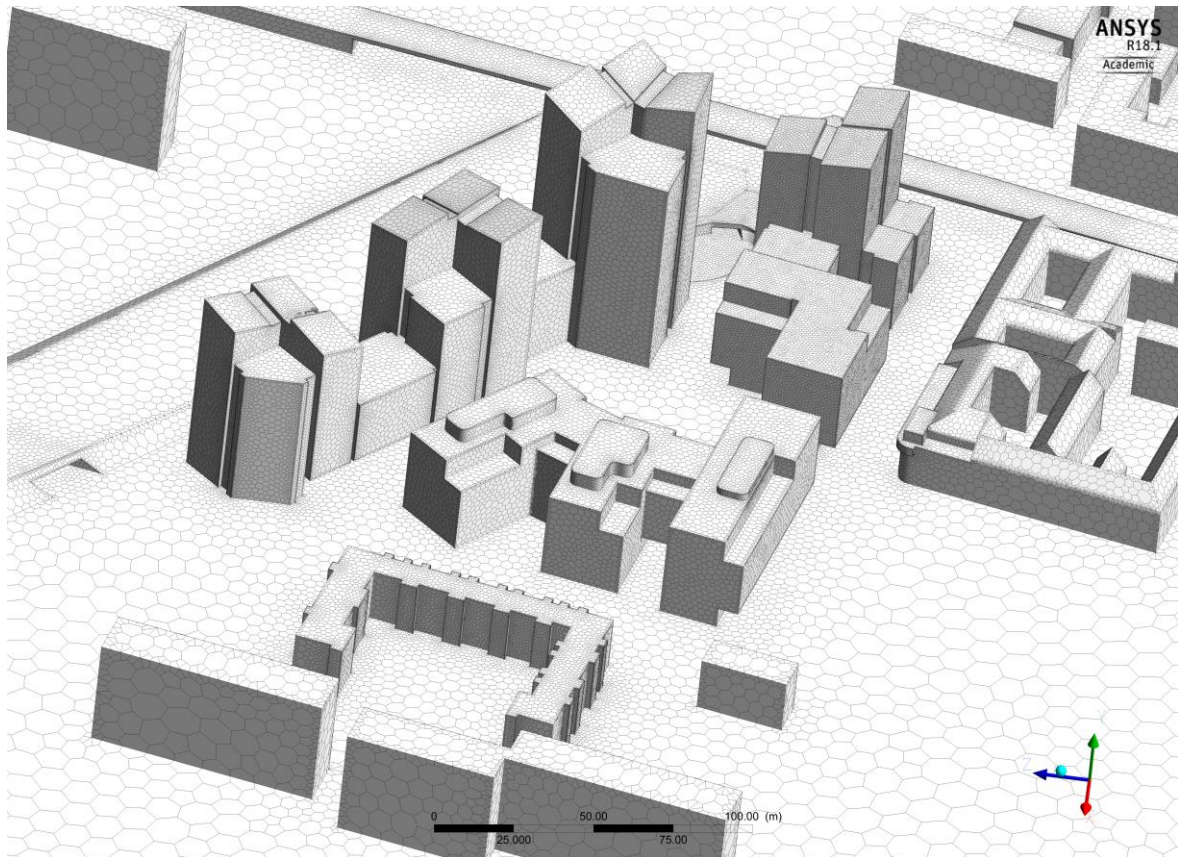


Image 2 – Illustration of the computational grid

3 Methodology

As mentioned in previous paragraphs it was used calibrated numerical model and overall wind analysis was processed. The step for rotating wind direction was 22.5° . After processing the datas from numerical simulations it was evaluated the critical wind directions and located the critical zones in terms of external pressure on façades and pedestrian comfort. Graphical results from simulation is illustrated in Image 3. According to results from the simulations it was known where it is suitable to use pressure taps and probes. Illustration of the used measuring points on the façade and on the floor during the wind tunnel measurement is in Image 4 and 5.

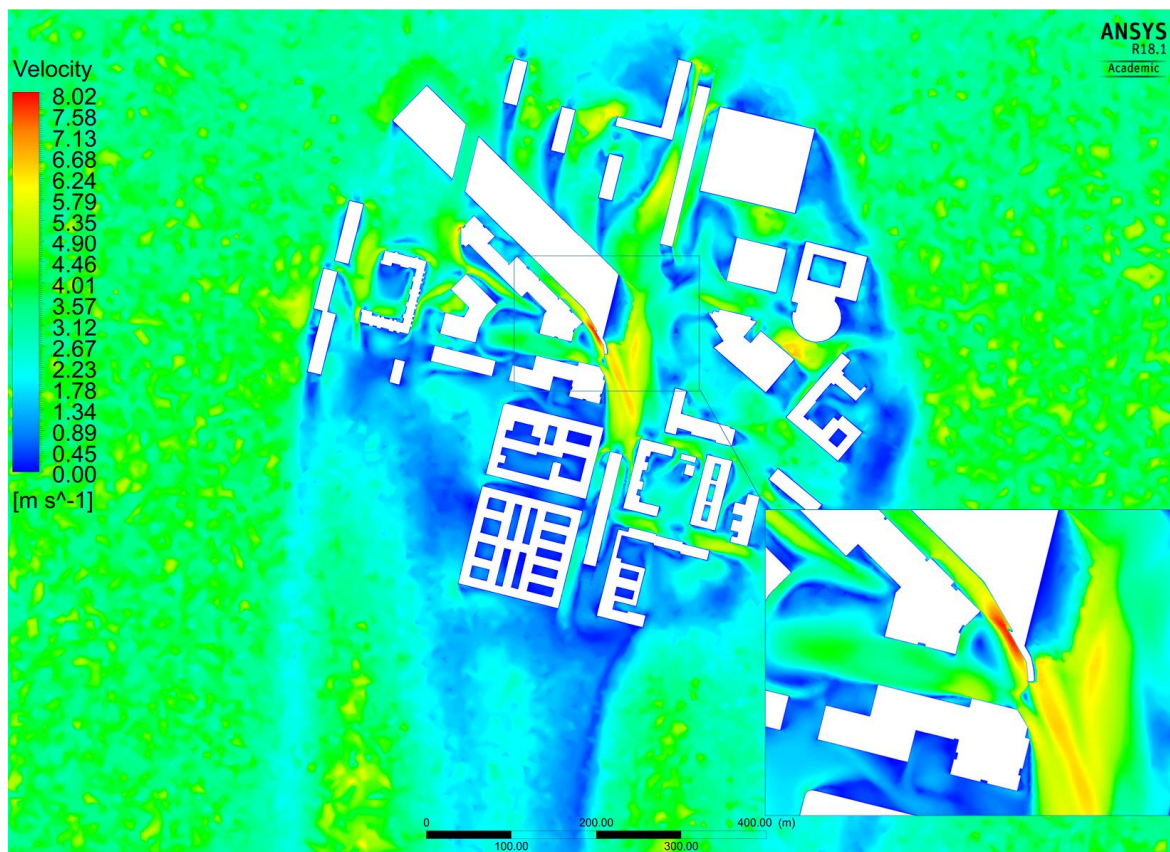


Image 3 – Velocity field around buildings and critical zone



Image 4 – Model of buildings in BLWT in Bratislava



Image 5 – Instalation of pressure taps and Irwin probes during wind tunnel measurement

4 Results from simulations

Results were the basis for the preparation of the experimental measurement and distribution of the sampling points on the models for verifying the distribution of wind on and around the objects. The numerical approach shows us the approximate view of the flow field around buildings and pressure distribution on the surface of the buildings. It was evaluated the critical wind directions and zones where the wind effects is significant. In Image 6 it is illustrated the critical wind direction 270° and critical area with underpressure from simulation. Then the wind analysis were focused on the more accurate quantifications of overall pressure loads and pedestrian comfort in wind tunnel measurements.

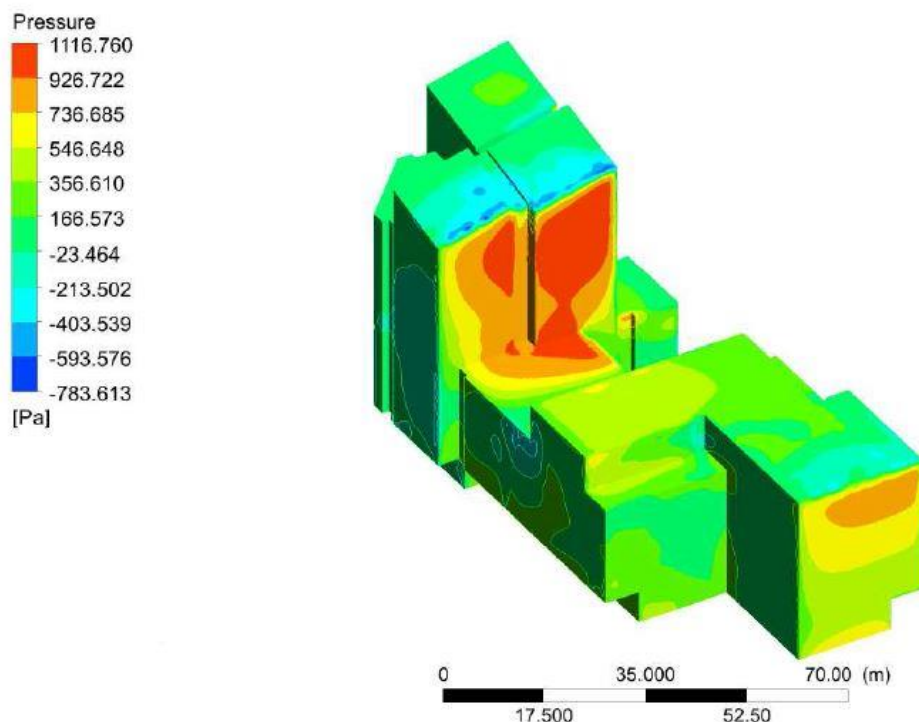


Image 6 – Pressure distribution on surface of the model for wind direction 270°

5 Conclusions and future works

Numerical simulation show us the overall view on the flow field around complex buildings because it was not possible to expect the flow pattern as for isolated simple building. Use of the calibrated and verified numerical model helps us for more accurate wind analysis. This approach is appropriate for localization of critical zone. But the quantification of loads and velocities is not very accurate. Therefore the simulation was used as preliminary study. For future works we will work to improve the simulation model for better catch with the wind tunnel experiment.

References

- ANSYS Inc., ANSYS Fluent Theory Guide, Release 18.1 (2017).
- ANSYS Inc., ANSYS Fluent User's Guide, Release 18.1 (2017).
- BLOCKEN B., CARMELIET J., 2004. A review of wind driven rain research in building science. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 92, pp. 1079 – 1130. ISSN 0167-6105.
- BLOCKEN B., STATHOPOULOS T., CARMELIET J., 2007. CFD simulation of the atmospheric boundary layer–wall function problems. *Atmospheric Environment*, vol. 41(2), pp. 238-252. Elsevier (2007). ISSN 1352-2310.
- FRANEK M., MACÁK M., KONEČNÁ L. 2016. Experimental and numerical evaluation of the external pressure coefficients on the elliptic cylinder. In *Proceedings of 24th SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2016*, 1st – 3rd of June 2016, Dolní Morava, Czech Republic. pp. 53 – 62. ISBN 978-80-905525-3-1.
- FRANKE J. et al., 2007. Best practice guideline for the CFD simulation of flows in the urban environment, COST Office Brussels (2007).
- REICHRATH S., DAVIES T.W., 2002. Using CFD to model the internal climate of greenhouses: past, present and future. *Agronomie*, vol. 22, pp. 3 – 19. ISSN 0249-5627.
- STATHOPOULOS T., 1997. Computational wind engineering: past achievements and future challenges. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 67 – 68, pp. 509 – 532. ISSN 0167-6105.
- TOMINAGA Y. et al., 2008. AIJ guidelines for practical applications of CFD to pedestrian wind environment around buildings, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 2008. vol. 96, (10-11) 1749-1761. ISSN 0167-6105.

Acknowledgement

The authors would like to thank for financial contribution from Scientific Grant Agency MŠVVŠ SR and SAV under VEGA 1/0067/16 and APVV-16-0126.

Contact address:

Ing. Michal Franek, PhD.

Department of Building Construction, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

E - mail: michal.franek@stuba.sk

Ing. Marek Macák, PhD.

Department of Mathematics and Descriptive Geometry, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

E - mail: marek.macak@stuba.sk

doc. Ing. Oľga Hubová, PhD.

Department of Structural Mechanics, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

E - mail: olga.hubova@stuba.sk

PROBABILISTIC ASSESSMENT FOR FAILURE ANALYSE OF THE NPP HERMETIC TECHNOLOGY SEGMENTS

JURAJ KRÁLIK

Faculty of Civil Engineering STU in Bratislava

Abstract: This paper describes the probabilistic nonlinear analysis of the hermetic circular cover of main coolant pump failure due to extreme pressure and temperature. The scenario of the hard accident in nuclear power plant (NPP) and the methodology of the calculation of the fragility curve of the failure overpressure using the probabilistic safety assessment PSA 2 level is presented. The model and resistance uncertainties were taken into account in the response surface method (RSM).

Keywords: Nuclear Power Plant, Reactor cover, Nonlinearity, PSA, RSM, ANSYS.

1 Introduction

After the accident of nuclear power plant (NPP) in Fukushima (ENSREG, 2012) the IAEA in Vienna adopted a large-scale project "Stress Tests of NPP", which defines new requirements for the verification of the safety and reliability of NPP under extreme effects of internal and external environments and the technology accidents (Králík, 2009). The experience from these activities will be used to develop a methodology in the frame of the project ALLEGRO, which is focused to the experimental research reactor of 4th generation with a fast neutron core. This project is a regional (V4 Group) project of European interest. The new IAEA safety documents initiate the requirements to verify the hermetic structures of NPP loaded by two combinations of the extreme actions (Image 1).

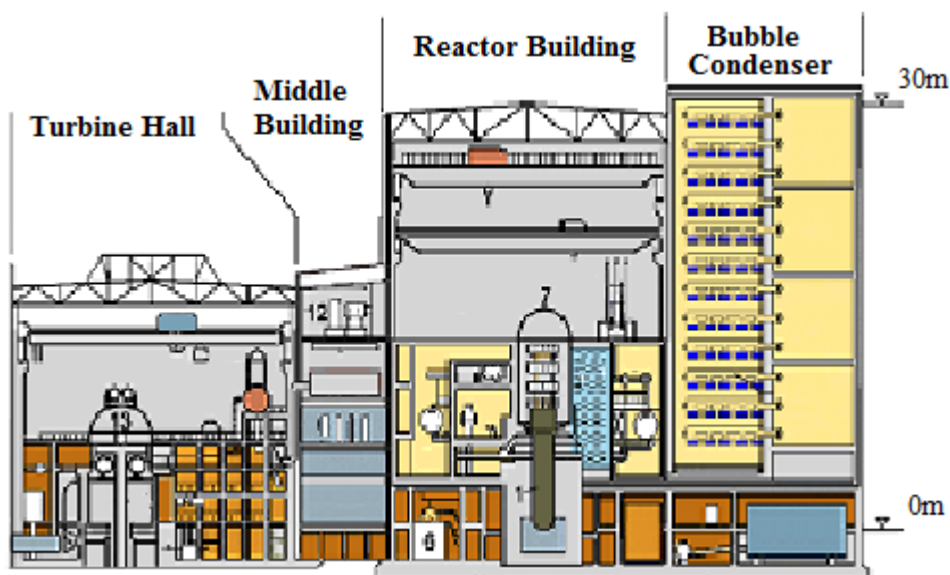


Image 10 – Section plane of the NPP with reactor VVER440/213

A first extreme load is considered for the probability of exceedance 10^{-4} by year and second for 10^{-2} by year. Other action effects are considered as the characteristic loads during the accident. In the case of the loss-of-coolant accident (LOCA) the steam pressure expands from the reactor hall to the bubble condenser (Králík, 2010, 2015). The reactor and the bubble condenser reinforced structures with steel liner are the critical structures of the NPP hermetic zone (Králík, 2009). Next, one from the critical technology structures is the

reactor hermetic cover. In the case of the hard accident the overpressure can be increased linearly and the internal and external temperature are constant. The critical technology steel segments are at level +18.9 (Image 2). The safety and reliability of these segments were tested considering the scenario of the hard accidents.

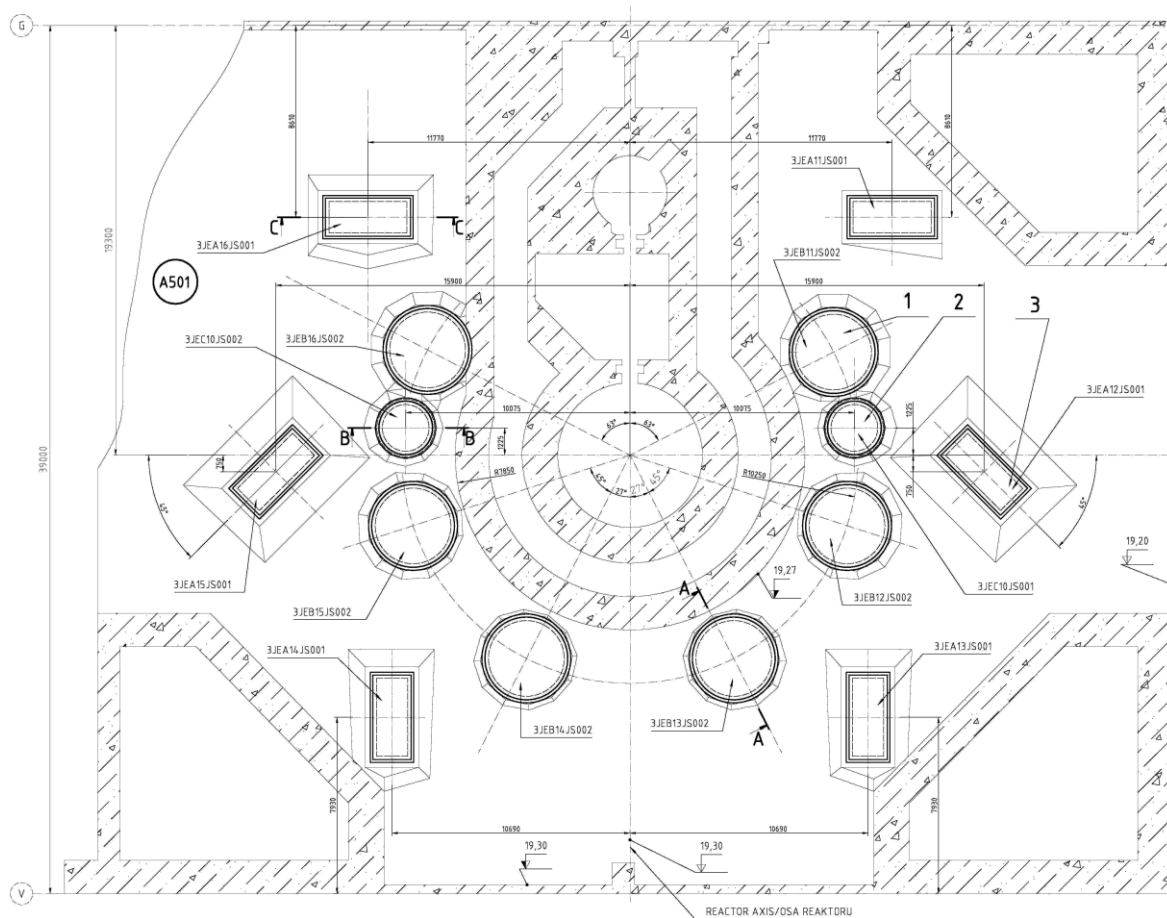


Image 2 – Situation of the hermetic cover at level +18,90m

2 Scenario of the accident

The previous analysis was achieved for the overpressure value of 100kPa due to design basic accident (DBA), which corresponds of the loss of coolant accident due to guillotine cutting of the coolant pipe (Králík, 2009). When the barbotage tower operates in the partial or zero performance the overpressure is equal to the 150 - 300 kPa.

Table 2 The assumed scenarios of the accidents in the hermetic zone

Type	Duration	Overpressure in HZ [kPa]	Internal temperature [°C]
I.	1hour - 1day	150	127
II.	2hours - 7days	250	150
III.	1year	-	80 - 120

Company ENEL propose the maximum temperature in the reactor shaft is equal about to 1.800oC and in the containment around the reactor shaft is equal about to 350oC (Králík, 2015). The possibility of the temperature increasing to the containment failure state is considered in the scenario too. In the case of the hard accident the overpressure can be increased linearly and the internal and external temperature are constant. Three types of

the scenarios were considered (Table 1). The critical was the accident during 7 days with the overpressure 250kPa, internal temperature 150°C and external temperature -28°C.

3 Calculation model

The steel coverings are located at the boundary of the confinement at floor level +18.90 m. In the assembled state, the steel covering fulfils both the sealing and shielding functions. The technology segments of the NPP hermetic zone are made from the steel. The MCP steel covering structure is shown in Image 3. The technical parameters of the covering basic parts are specified in Table 2. The shielding cover is fitted in the frame cast in concrete and sealed to the frame with double rubber packing of 15 mm in width. The shielding cover is provided with 30 mechanical closures along the circumference.

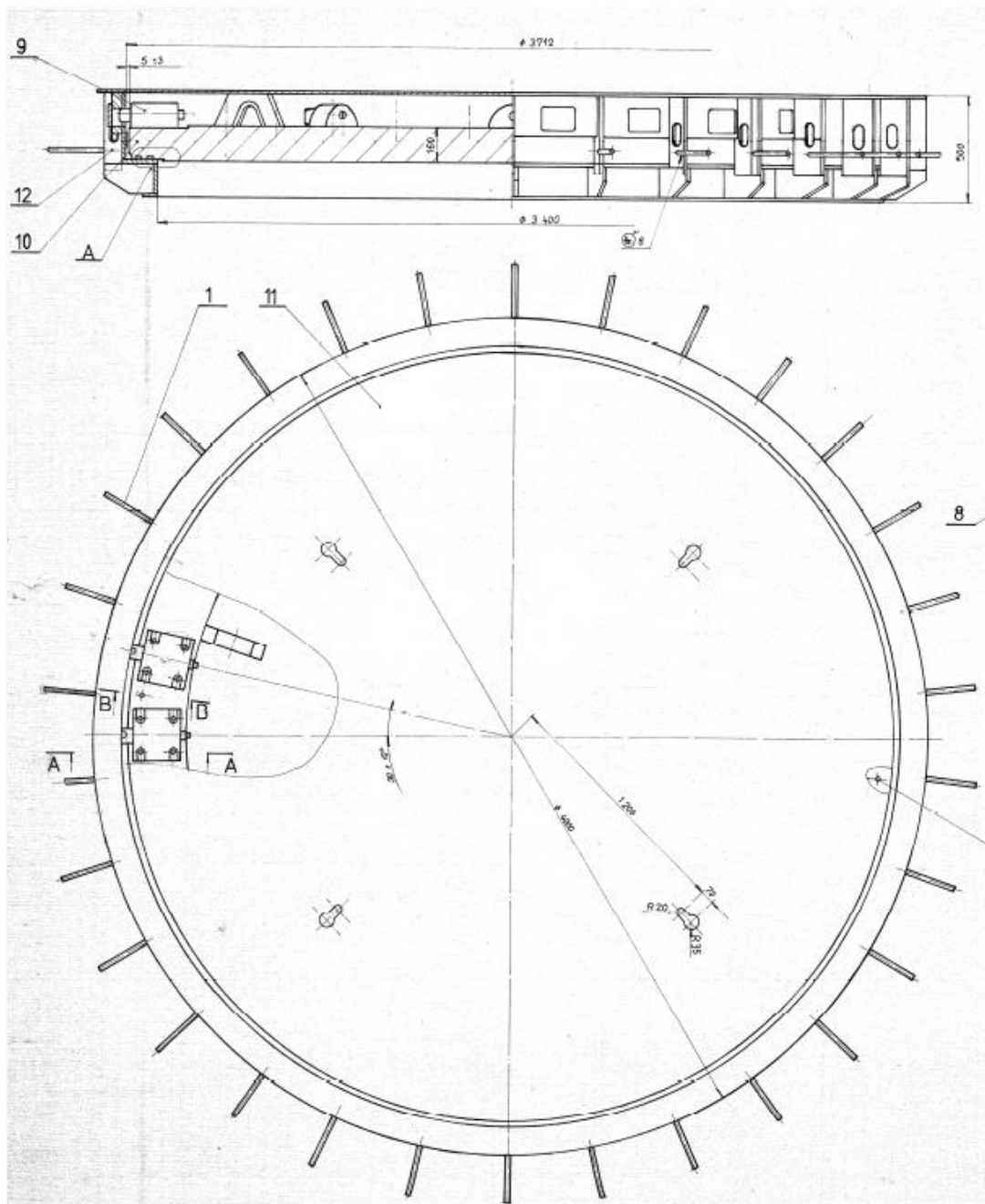


Image 3 –MCP Hermetic Steel Covering Structure

Table 2 Basic part of MCP Steel Covering

Part	Pos.	Basic dimension [mm]	Weight [kg]	Material
Welded frame	12	Ø4000x500	1317	11373
Shielding cover	1	Ø3710x160	13400	11378
Double protective cover	5	2xØ4000x30	2x632=1264	11373
Mechanical closures	9	30x235x180x150	420	422430/11700

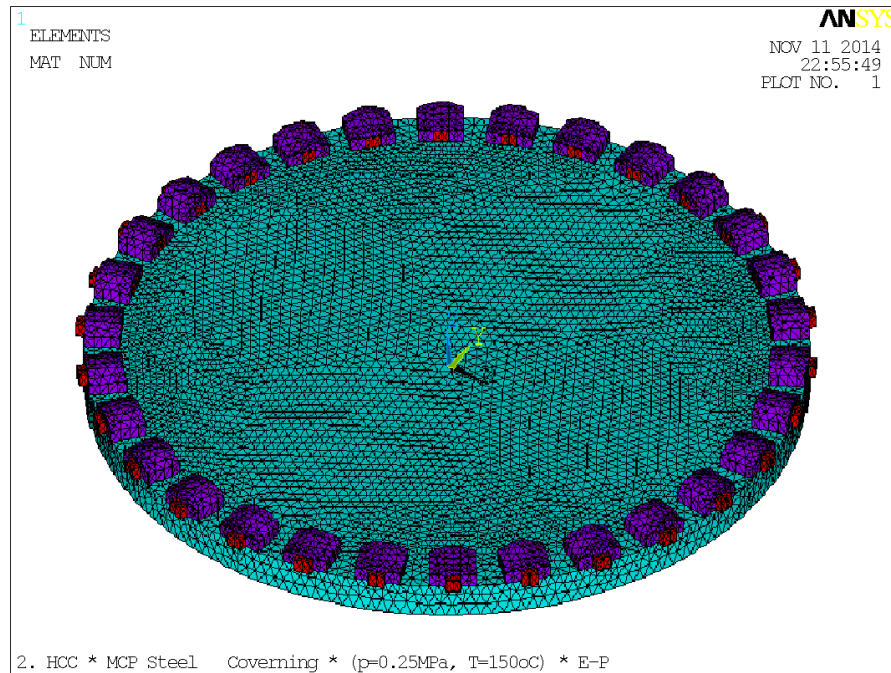


Image 4 FEM model of the MCP Steel covering

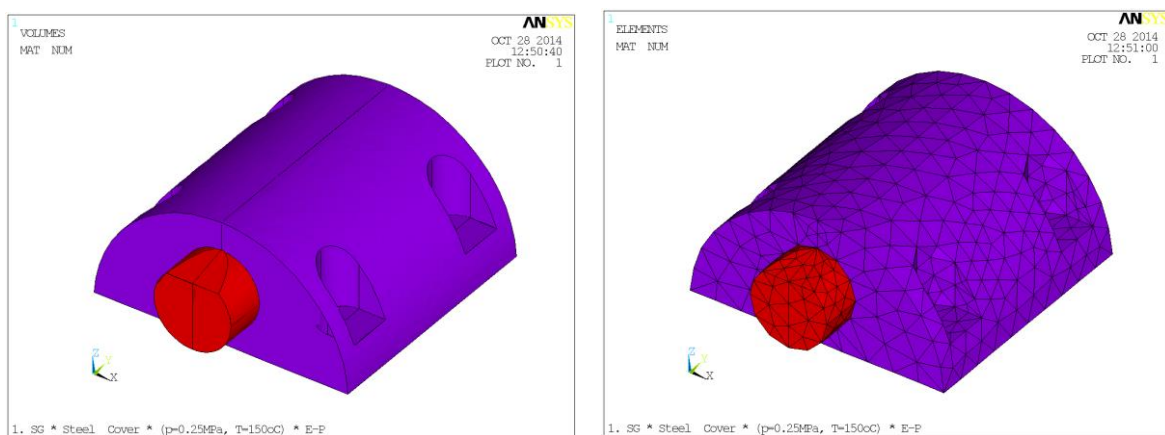


Image 5 Solid and FEM model of the mechanical closure segment

Two calculation FEM models of the MCP steel covering structure with the mechanical closure were considered with two variants of the material properties of mechanical closure segments (Image 4 and 5). The original closure segment is made from two materials - material 42 24 30 for mechanical closures, material 11700 for sliders. The FEM model has 107 212 solid and surface elements with 22 593 nodes.

4 Acceptance criteria

In the case of the nonlinear analysis the thermal depended material properties are used following the input data for material 08CH18N10T defined in standard CSN 413240, CSN 411700, CSN 413230, CSN 413240 and NTD SAI Section II (Abraham, 1998). The criterion for the max. stress values is limited by the H-M-H plastic potential (Králik, 2009). The failure of the steel structure is limited by the max. strain values or by the stability of the nonlinear solution (Kohnke, 2008).

The standard STN EN 1993 1-2 (Handbook, 2005) define following characteristic values of the strain for the structural steel :

- yield strain $\varepsilon_{ay,\theta} = 0.02$
- ultimate strain $\varepsilon_{au,\theta} = 0.15$
- max. limite strain $\varepsilon_{ae,\theta} = 0.20$

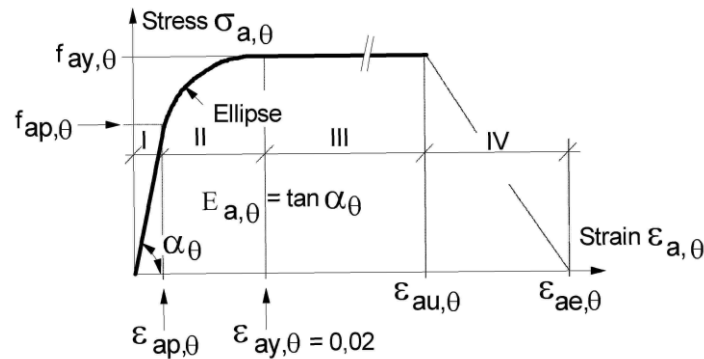


Image 6 Stress-strain relationship of the steel dependent on

The stress-strain relationship for the steel (Image 6) are considered in accordance of Eurocode (Handbook 5, 2005) on dependency of temperature level θ for heating rates between 2 and 50K/min. In the case of the steel the stress-strain diagram is divided on four regions.

The stress-strain relation $\sigma_{a,\theta} \approx \varepsilon_{a,\theta}$ are defined in following form in region I:

$$\sigma_{a,\theta} = E_{a,\theta} \varepsilon_{a,\theta}, \quad E_{a,\theta} = k_{E,\theta} E_a \quad (1)$$

where the reduction factor $k_{E,\theta}$ can be chosen according to the values of (Handbook 5, 2005).

In region II :

$$\sigma_{a,\theta} = (f_{ay} - c) + \frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{ay,\theta} - \varepsilon_{a,\theta})^2}, \quad a^2 = (\varepsilon_{ay,\theta} - \varepsilon_{ap,\theta})(\varepsilon_{ay,\theta} - \varepsilon_{ap,\theta} + c/E_{a,\theta}),$$

$$b^2 = E_{a,\theta} (\varepsilon_{ay,\theta} - \varepsilon_{ap,\theta}) c + c^2, \quad c = \frac{(f_{ay,\theta} - f_{ap,\theta})^2}{E_{a,\theta} (\varepsilon_{ay,\theta} - \varepsilon_{ap,\theta}) - 2(f_{ay,\theta} - f_{ap,\theta})} \quad (2)$$

and in region III :

$$\sigma_{a,\theta} = f_{ay,\theta} \quad (3)$$

5 Nonlinear analysis

The nonlinear analysis based on potential theory considering the isotropic material properties was made for the layered shell elements SHELL181 in the FEM model. The steel is typical isotropic material. The elastic-plastic behavior of the isotropic materials is described by the Hubert-Mises-Hencky (HMH) yield criterion.

Consequently the stress-strain relations are obtained from the following relations

$$\{d\sigma\} = [D_{el}] \left(\{d\varepsilon\} - \{d\varepsilon^{pl}\} \right) = [D_{el}] \left(\{d\varepsilon\} - d\lambda \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right\} \right) \quad (4)$$

or

$$\{d\sigma\} = [D_{ep}] \{d\varepsilon\} \quad (5)$$

where $[D_{ep}]$ is elastic-plastic matrix in the form

$$[D_{ep}] = [D_e] - \frac{[D_e] \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right\} \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [D_e]}{A + \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\}^T [D_e] \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \right\}} \quad (6)$$

The hardening parameter A depends on the yield function and model of hardening (isotropic or kinematic). HMH yield criterion is defined in the form

$$\sigma_{eq} = \sigma_T(\kappa), \quad (7)$$

where σ_{eq} is equivalent stress in the point and $\sigma_o(\kappa)$ is yield stress depends on the hardening.

In the case of kinematic hardening by Prager (versus Ziegler) and the ideal Bauschinger's effect is given

$$A = \frac{2}{9E} \sigma_T^2 H' \quad (8)$$

The hardening modulus H' for this material is defined in the form

$$H' = \frac{d\sigma_{eq}}{d\varepsilon_{eq}^p} = \frac{d\sigma_T}{d\varepsilon_{eq}^p} \quad (9)$$

When this criterion is used with the isotropic hardening option, the yield function is given by:

$$F(\sigma) = \sqrt{\{\sigma\}^T [M] \{\sigma\}} - \sigma_o(\varepsilon_{ep}) = 0 \quad (10)$$

where $\sigma_o(\varepsilon_{ep})$ is the reference yield stress, ε_{ep} is the equivalent plastic strain and the matrix $[M]$ is as follows

$$[M] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix} \quad (11)$$

On the base of the elastic-plastic theory and the HMM-function of plasticity the extreme strain and stress of the reactor cover for the accident scenario type II are presented in the Table 3.

Table 3 Extreme stress-strain values of the reactor protective hood for the accident scenario type II

Node	ε_1	ε_2	ε_3	ε_{int}	ε_{eqv}
Minimum Values of Strain					
Node	5206	5347	911	4707	3292
Value	-0.18645E-04	-0.10993E-03	-0.63748E-03	0.89030E-05	0.14470E-04
Maximum Values of Strain					
Node	1089	5316	22272	911	1948
Value	0.53063E-03	0.11104E-03	-0.15937E-05	0.95872E-03	0.70191E-03
Minimum Values of Stress [MPa]					
Node	5206	5347	911	4707	4707
Value	-14.065	-29.522	-129.51	1.0100	0.91042
Maximum Values of Stress [MPa]					
Node	1089	9	106	911	911
Value	93.757	30.189	10.394	156.56	138.47

6 Probability nonlinear assessment

The probabilistic methods are very effective to analyse of the safety and reliability of the structures considering the uncertainties of the input data (Čajka, R. Krejsa, M. ,2013, Gottwald, J. Kala, Z. , 2012, Haldar, A. Mahadevan, S., 2000, Kala, Z. ,2011, 2015, Konečný, P. Brožovsky, J. Krivý, V. ,2009, Králik, J. ,2009, 2010, Králik, J. et al. ,2015, Krejsa, M. Králik, J. ,2015, Melcher, J. et al. 2004, Novák, D. Bergmeister, K. Pukl, R. Červenka, V., 2009, Suchardová, P., et al. 2012, Sýkora, M. Holický, M. ,2013, Vejvoda, S., Keršner, Z., Novák, D. Teplý, B. ,2003). The probability analysis of the loss of the reactor cover integrity was made for the overpressure loads from 250 kPa to 1000 kPa using the nonlinear solution of the static equilibrium considering the geometric and material nonlinearities of the steel shell and beam elements. The probability nonlinear analysis of the technology segments is based on the proposition that the relation between the input and output data can be approximated by the approximation function in the form of the

polynomial (Králík, J., 2009). The full probabilistic assessment was used to get the probability of technology segment failure.

The safety of the technology segments was determined by the safety function SF in the form (Haldar, A. Mahadevan, S., 2000)

$$SF = E/R \quad \text{and} \quad 0 \leq SF < 1 \quad (12)$$

where E is the action function and R is the resistance function.

The reliability function RF is defined in the form

$$RF = g(R, E) = 1 - SF = R - E > 0 \quad (13)$$

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

The probability of failure can be defined by the simple expression

$$P_f = P[R < E] = P[(R - E) < 0] \quad (14)$$

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 .

$$RF = g(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (15)$$

The failure function $g(\{X\})$ represents the condition (capacity margin) 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 the nonlinear analysis the correct solution of the elastic-plastic behaviour of the structures is determined by the function plasticity. The HMM function of the plasticity was used for the nonlinear solution of the steel technology segments. This plasticity function is defined in the form

$$R = f_y \quad \text{and} \quad E = \sigma_{ef}, \quad (16)$$

where the effective stress σ_{ef} (Von Mises stress) is defined as follows

$$\sigma_{ef} = \left(\frac{1}{2} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (17)$$

The failure of the steel technology segments in the frame of the PSA analysis is defined by the ultimate values of the maximal strain deformation. This failure function is defined in the form

$$R = \varepsilon_{ay,0} \quad \text{and} \quad E = \varepsilon_{ef}, \quad (18)$$

where the effective strain ε_{ef} (Von Mises strain) is defined as follows

$$\varepsilon_{ef} = \frac{1}{1 + \nu'} \left(\frac{1}{2} \left[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 \right] \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (19)$$

where ν' is the effective Poisson constant.

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

$$p_f = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N [g(X_i) \leq 0] \quad (20)$$

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

The full probabilistic method results 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 (Králík, J., 2009).

In case of the nonlinear analysis of the full FEM model the approximation method RSM (Response surface method) is the most effective method (Králík, J., 2009). The RSM is a method for constructing global approximations to system behaviour based on results calculated at various points in the design space (Image 7). This 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:

$$Y = c_0 + \sum_{i=1}^N c_i X_i + \sum_{i=1}^N c_{ii} X_i^2 + \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{j>i}^N c_{ij} X_i X_j \quad (21)$$

where c_0 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.

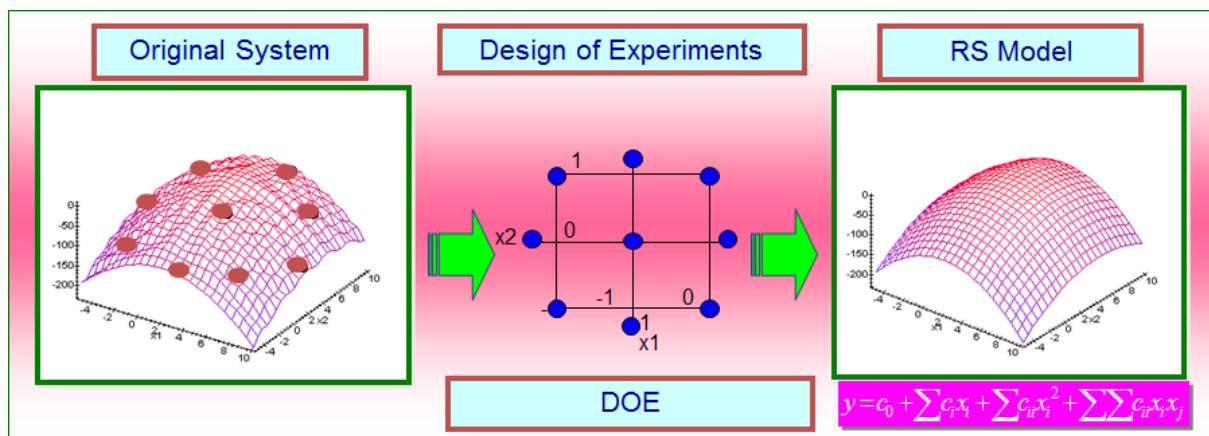


Image 7 Scheme of the RSM approximation method with the CCD design experiment

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 (Králík, J., 2009). The philosophy of the RSM method is presented in Image 5. The original system of the global surface is discretized using approximation function. The design of the experiment determines the polynomial coefficients

The computation efficiency of the experimental design depends on the number of design points, which must be at least equal to the number of the unknown coefficients. In the classical design approach, a regression analysis is carried out to formulate the response surface after calculating the responses at the sampling points. These points should have at least 3 levels for each variable to fit the second-order polynomial, leading to $3k$ factorial design. This design approach becomes inefficient with the increasing of the number of random variables. More efficient is the central composite design, which was developed by Box and Wilson (Králík, J., 2009).

The central CCD method is composed of (Image 7):

1. Factorial portion of design - a complete 2^k factorial design (equal -1, +1)
2. Centre point - n_o centre points, $n_o \geq 1$ (generally $n_o = 1$)
3. Axial portion of design - two points on the axis of each design variable at distance α from the design centre

Then the total number of design points is $N = 2^k + 2k + n_o$, which is much more than the number of the coefficients $p = (k+1)(k+2)/2$.

The true performance function $g(\{X\})$ or $\{Y\}$ in Equation (21) can be represented in the matrix form as

$$\{Y\} = [X]\{C\} + \{\varepsilon\} \quad (22)$$

where $\{Y\}$ is the vector of actual responses, and $[X]$ is the matrix of the combination coefficients.

The least squares estimates $\{\hat{C}\}$, defined as c_o , c_i , c_{ii} and c_{ij} in Equation (21), are obtained by solution of the least square (regression) analysis, i.e.

$$\{\hat{C}\} = ([X]^T [X])^{-1} [X]^T \{Y\} \quad (23)$$

The design includes several statistical properties such as orthogonality that makes the calculation of $[X]^T [X]$ term simple and rotability that insures the uniform precision of the predicted value.

The statistical postprocessor compiles the results numerically and graphically in the form of histograms and cumulative distributional functions. The sensibility postprocessor processes the data numerically and graphically and provides information about the sensitivity of the variables and about the correlation matrices.

On 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.

The total vector of the deformation parameters $\{r_s\}$ in the FEM is defined for the s^{th} -simulation in the form

$$\{r_s\} = [K_{GN}(E_s, F_\sigma)]^{-1} \{F(G_s, Q_s, P_s, T_s)\} \quad (24)$$

and the strain vector

$$\{\varepsilon_s\} = [B_s] \{r_s\} \quad (25)$$

where $[K_{GN}]$ is the nonlinear stiffness matrix depending on the variable parameters E_s and F_σ , F_σ is the Von Mises yield function defined in the stress components, $\{F\}$ is the

vector of the general forces depending on the variable parameters G_s, Q_s, P_s and T_s for the s^{th} -simulation.

7 Uncertainties of the input data

The uncertainties are coming from the following sources (HANBOOK 5, 2005, JCSS, 2011, Králík, J. 2009, NRC, RG 1.200, 2009):

- Parameters of material properties. Based on experiments with concrete elements the standard deviation is 11.1%. In case of other materials this value is about 5%.
- Assessment of mechanical characteristics error factors are about 8-12%, it depends on the construction material differences used for the different units with VVER 440/213. In some cases, it can be conservative, in other cases non-conservative impact.
- Uncertainties in the numerical results in the value of 10-15%. In this area we can take into consideration the steel liner with the concrete elements.
- Uncertainties arising from the temperatures impact in the value of 10%.
- Other calculations assumptions 3-5%.

Table 4 Variability of input parameters

Quantity	Charact. value	Variable	Histogram type	Mean μ	Deviat. σ [%]	Minim. value	Maxim. value
Material							
Strength	F_k	f_{var}	N	1.1	6.6	0.774	1.346
Action effects							
Dead load	G_k	g_{var}	N	1	5	0.808	1.195
Live load	Q_k	q_{var}	GU	0.643	22.6	0.232	1.358
Pressure LOCA	p_k	p_{var}	N	1	8	0.698	1.333
Temperature	T_k	t_{var}	GU	0.667	14.2	0.402	1.147
Model uncertainties							
Action	E_k	e_{var}	N	1	5	0.813	1.190
Resistance	R_k	r_{var}	N	1	5	0.812	1.201

The mean values and standard deviations were defined in accordance of the experimental test and design values of the material properties and the action effects (see Table 4). Based on the results from the simulated nonlinear analysis of the technology segments and the variability of the input parameters 10^6 Monte Carlo simulations were performed in the system ANSYS (Kohnke, P. 2008).

8 Probability and sensitivity nonlinear analysis of the reactor cover

The calculation of the probability of the reactor cover failure is based on the results of the nonlinear analysis for various level of the accident pressure and mean values of the material properties. The critical area of the technology segments defined from the nonlinear deterministic analysis is the mechanical closures. The CCD method of the RSM approximation is based on 45 nonlinear simulations depending on the 6 variable input data. The nonlinear solution for the one simulation consists about the 50 to 150 iterations depending on the scope of the plastic deformations in the calculated structures. The sensitivity analyses give us the informations about the influences of the variable properties of the input data to the output data (Image 8 and 9). These analyses are based on the correlations matrixes.

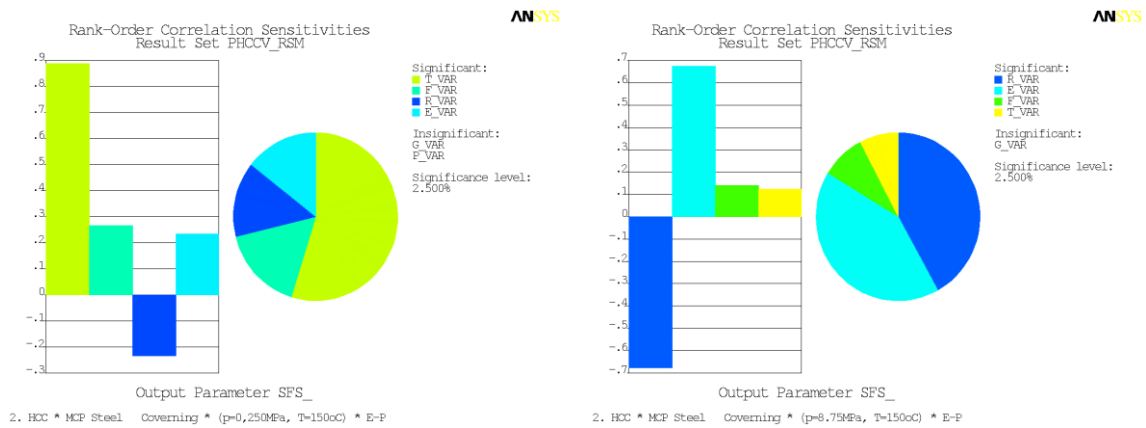


Image 8 Sensitivity analysis of the safety function of MCP steel covering for overpressure $\Delta p=0.25\text{MPa}$ and $\Delta p=8.750\text{MPa}$

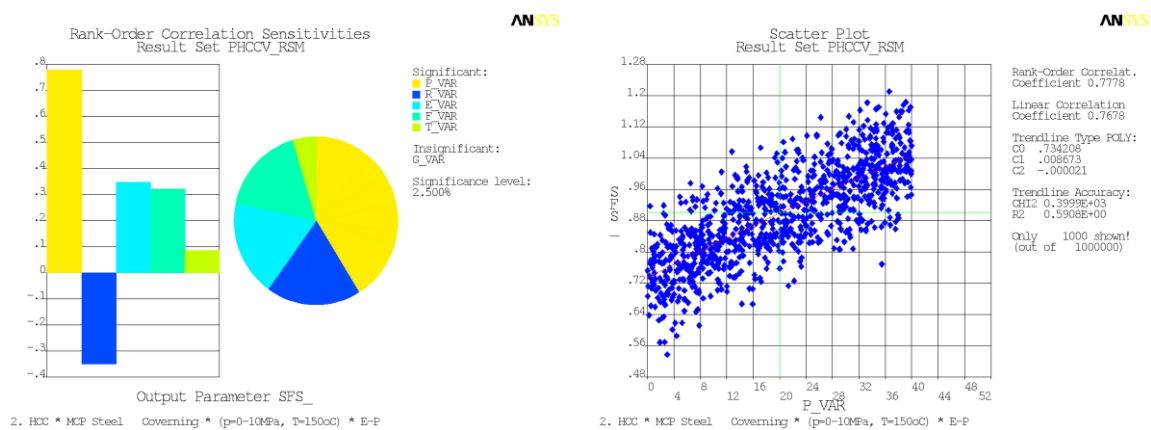


Image 9 Sensitivity and trend analysis of the safety function of MCP steel covering for uniform distribution of overpressure

9 Fragility curves of failure pressure

The PSA approach to the evaluation of probabilistic pressure capacity involves limit state analyses (IAEA, 2010 and Králik, J. 2009). The limit states should represent possible failure modes of the confinement functions. Containment may fail at different locations under different failure modes. Consider two failure modes A and B, each with n fragility curves and respective probabilities p_i ($i = 1, \dots, n$) and q_j ($j = 1, \dots, n$). Then the union $C = A \cup B$, the fragility $F_{Cij}(x)$ is given by

$$F_{Cij}(x) = F_{Ai}(x) + F_{Bj}(x) - F_{Ai}(x) \cdot F_{Bj}(x) \quad (26)$$

where the subscripts i and j indicate one of the n fragility curves for the failure modes and x denote a specific value of the pressure within the containment. The probability p_{ij} associated with fragility curve $F_{Cij}(x)$ is given by $p_i \cdot q_j$ if the median capacities of the failure modes are independent. The result of the intersection term in (32) is $F_{Ai}(x) \cdot F_{Bj}(x)$ when the randomness in the failure mode capacities is independent and $\min[F_{Ai}(x), F_{Bj}(x)]$ when the failure modes are perfectly dependent.

The following is and the consequence of an accident depends on the total leak area. Multiple leaks at different locations of the containment (e.g. bellows, hatch, and airlock) may contribute to the total leak area. Using the methodology described above, we can obtain the fragility curves for leak at each location.

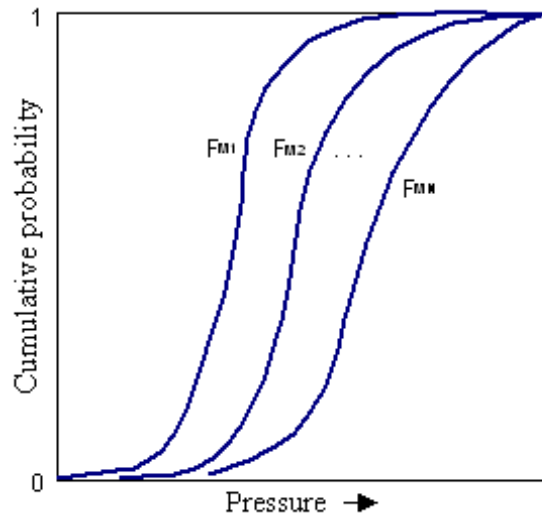


Image 10 Family of fragility curves showing modelling uncertainty

For a given accident sequence, the induced accident pressure probability distribution, $h(x)$, is known. This is convolved with the fragility curve for each leak location to obtain the probability of leak from that location (P_{Li}). It is understood that there is no break or containment rupture at this pressure.

$$p_{Li} = \int_0^{\infty} h(x) [1 - F_b(x)] F_l(x) dx, \quad (27)$$

here $F_b(x)$ is the fragility of break at the location and $F_l(x)$ is the fragility of leak. The leak is for each location specified as a random variable with a probability distribution.

The probability of reactor cover failure is calculated from the probability of the reliability function RF in the form,

$$P_f = P(RF < 0) \quad (28)$$

where the reliability condition RF is defined depending on a concrete failure condition

$$RF = 1 - \varepsilon_{ef} / \varepsilon_{ay,\theta}, \quad (29)$$

where the failure function was considered in the form (18).

The fragility curve of the failure pressure was determined using 45 probabilistic simulations using the RSM approximation method with the experimental design CCD for 10^6 Monte Carlo simulations for each model and 5 level of the overpressure. The various probabilistic calculations for 5 constant level of overpressure next for the variable overpressure for gauss and uniform distribution were taken out. The failure criterion of the steel structures using HMH (Von Mises) plastic criterion with the multilinear kinematic hardening stress-strain relations for the various level of the temperatures and the degradation of the strength were considered. The uncertainty of the input data (Tab. 4) and the results of the nonlinear analysis of the technological structures for various level of the accident pressure were taken. The overpressure loads from 250kPa to 10 000kPa using the nonlinear solution of the static equilibrium considering the geometric and material nonlinearities of the steel solid and shell layered elements were considered. The recapitulation of the probability of failure calculated by the RSM simulation method is presented in Image 11 depending on the level of the pressure.

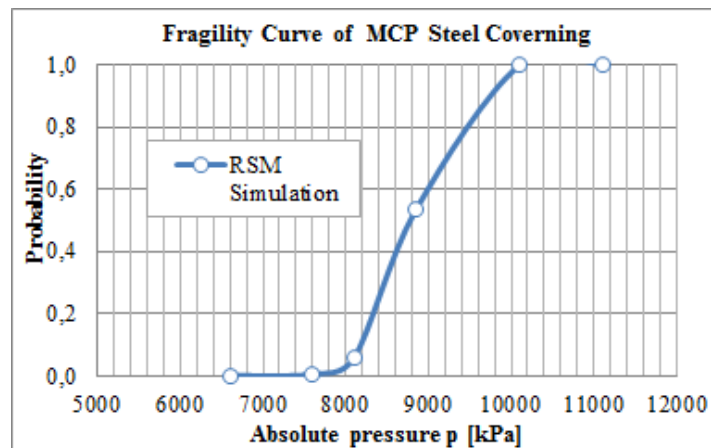


Image 11 Fragility curve of MCP steel covering determined by approximation method a RSM with CCD experimental design

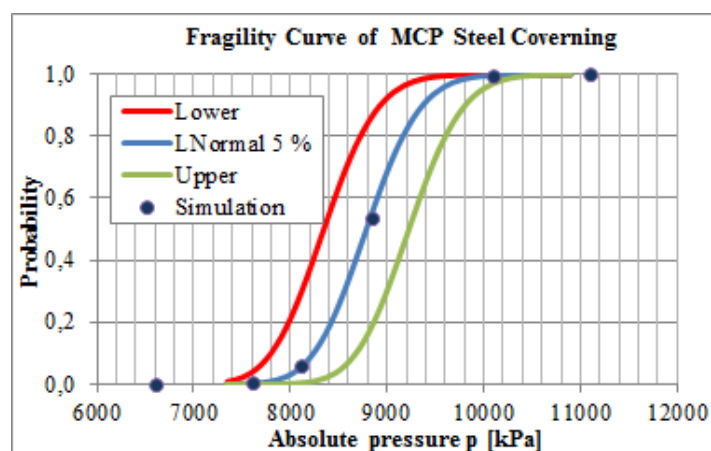


Image 12 Fragility curves of MCP steel covering determined analytically for normal distribution with 5% envelope

10 Conclusions

This report is based on methodology of the probabilistic analysis of structures of hermetic zone of NPP with reactor VVER44/213 detailed described in work (Králík, J. 2009). The nonlinear probabilistic analysis of MCP steel covering failure is in accordance with the requirements (IAEA, 2010) and NRC (NRC, RG 1.200, 2009, NUREG/CR-6906, 2006), experiences from the similar analysis NPP in abroad (Novák, et al. 2009), new knowledges from the probabilistic analysis of structures (Čajka, R. Krejsa, M. 2013, Haldar, A. Mahadevan, S., 2000, IAEA, 2010, JCSS, 2011, Kala, Z. 2011). Sensitivity analysis of steel plane frames with initial imperfections (Kala, Z. 2011) and our experiences from the previous analysis (Krejsa, M. 2014, Krejsa, M. Králík, J. 2015, Králík, J. 2009, 2010 and 2015).

These analyses go out from the previous results of the monitoring of material properties and NPP structures, as well as from the results of the resistance analysis of the important structural components from the point of the initiated accidents. The structures were analysed on impact of the extreme loads situation defined in the scenarios of the internal accidents.

According to the nonlinear deterministic analysis were defined the most critical structural components for which the values of the failure pressure of the accident are determined on base of the best estimation. We propose from the supposition that the loss of containment integrity occur and the performance of the NPP can be unsafe. The critical

elements were identified taking into consideration also uncertainties of the input data in the results.

The nonlinear analysis of the loss of the containment integrity was made for the overpressure loads from 250kPa using the nonlinear solution of the static equilibrium considering the geometric and material nonlinearities of the steel shell and solid elements. The nonlinear analyses were performed in the ANSYS program using the HMM plastic condition (Kohnke, P. 2008).

The standard STN EN 1993 1-2 (HANBOOK 5. 2005) define following characteristic values of the strain for the structural steel - yield strain and ultimate strain. The recapitulation of the capacity check based on deterministic analysis is presented in Tab. 3.

The probability analysis of the loss of the concrete containment integrity was made for the overpressure loads from 250kPa to 10 000kPa using the nonlinear solution of the static equilibrium. The uncertainties of the loads level (temperature, dead and live loads), the material model of the steel structures as well as the inaccuracy of the calculation model and the numerical methods (Králík, J. 2009) were taken into account in the approximation RSM method for CCD experimental design and 10^6 Monte Carlo simulations.

One from the critical technology segments of the containment is MCP steel covering with the failure pressure $p_{u,0.05}=8023.7\text{kPa}$. The mean value of pressure capacity of MCP steel covering is $p_{u,0.50}=8795.5\text{kPa}$, the upper bound of 95% is $p_{u,0.95}=9971.7\text{kPa}$. These fragility curves (Image 12) are the input data for the following risk analysis of the NPP safety.

References

- ABRAHAM, (1998) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Div. 1, Appendix F, "Rules for Evaluation of Service Loadings with Level D Service Limits," American Society of Mechanical Engineers.
- ČAJKA, R. KREJSA, M., (2013) Measured Data Processing in Civil Structure Using the DOPRO, Method, *Advanced Materials Research* Vol. 859, p. 114-121, DOI 10.4028/www.scientific.net/AMR.859.114, December.
- ENSREG, (2012) *Post-Fukushima accident. Action Plan. Follow-up of the peer review of the stress tests performed on European nuclear power plants.*
- GOTTWALD, J., KALA, Z., (2012) Sensitivity analysis of tangential digging forces of the bucket wheel excavator SchRs 1320 for different terraces. *Journal of Civil Engineering and Management*, 18:5, 609-620.
- HALDAR, A., MAHADEVAN, S., (2000) *Probability, Reliability and Statistical Methods in Engineering Design*, John Wiley & Sons, New York.
- HANBOOK 5, (2005) *Implementation of Eurocodes Reliability Backgrounds. Design of Buildings for the Fire Situation. Development of Skills Facilitating Implementation of Eurocodes.* Leonardo Da Vinci Pilot Project CZ/02/B/F/PP-134007. Prague, CR.
- IAEA, (2010) *Safety Series No. SSG-4, Development and Application of Level 2 Probabilistic Safety Assessment for Nuclear Power Plants*, Vienna.
- JCSS (2011) *JCSS Probabilistic Model Code*. Zurich: Joint Committee on Structural Safety. <www.jcss.byg.dtu.dk>.
- KALA, Z., (2011) Sensitivity analysis of steel plane frames with initial imperfections, *Engineering Structures*, 33, 8, pp.2342-2349.
- KALA, Z., KALA, J., (2015) Finite Element Procedures in Probabilistic Assessment of Thin-walled Steel Columns, In *Proc. of the 9th Int. Conf. on Continuum Mechanics (CM '15)*, Rome (Italy), 2015, pp. 201-206, ISSN: 2227-4359, ISBN: 978-1-61804-346-7.
- KOHNKE, P., (2008) *ANSYS, Theory*, SAS IP Inc. Canonsburg.

- KONECNY, P. BROZOVSKY, J. KRIVY, V., (2009) Simulation Based Reliability Assessment Method using Parallel Computing. In *Proceedings of 1st International Conference on Parallel, Distributed and Grid Computing for Engineering, Civil Comp Proceedings*, issue 90, pp. 542–549 (8 p), ISSN: 1759-3433
- KRÁLIK, J., (2009) *Safety and Reliability of Nuclear Power Buildings in Slovakia. Earthquake-Impact-Explosion*. Ed. STU Bratislava, 307pp. ISBN 978-80-227-3112-6.
- KRÁLIK, J., (2009) *Reliability Analysis of Structures Using Stochastic Finite Element Method*, Ed. STU Bratislava, 143pp. ISBN 978-80-227-3130-0.
- KRÁLIK, J., (2010) Probabilistic Safety Analysis of the Nuclear Power Plants in Slovakia. In: *Journal of KONBiN, Safety and Reliability Systems*, Ed. VERSITA Central European Science Publishers, Warszawa, ISSN 1895-8281, No 2,3 (14, 15) pp. 35-48.
- 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.
- KREJSA, M. (2014) Probabilistic failure analysis of steel structures exposed to fatigue, In. *Key Engineering Materials*, Vol. 577-578, Pp. 101-104.
- 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/S1756973715500067.
- MELCHER, J., KALA, Z., HOLICKÝ, M., FAJKUS, M. & ROZLÍVKA, L., (2004) Design characteristics of structural steels based on statistical analysis of metallurgical products. *Journal of Constructional Steel Research*, 60, 3-5, pp.795-808.
- 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.
- NRC, RG 1.200, (2009) *An Approach for Determining the Technical Adequacy of Probabilistic Risk Assessment Results for Risk-Informed Activities*, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC.
- NUREG/CR-6906, (2006) *Containment Integrity Research at Sandia National Laboratories, An Overview*, Sandia National Laboratories, SAND2006-2274P, US NRC Washington, July.
- SUCHARDOVÁ, P., BERNATÍK, A., SUCHARDA, O., (2012) Assessment of loss results by means of multi - Criteria analysis. In: *Advances in Safety, Reliability and Risk Management, Proc. of the European Safety and Reliability Conference, ESREL 2011*. London: CRC Press-Taylor & Francis group, pp. 1563-1570. ISBN 978-0-415-68379-1.
- SÝKORA, M., HOLICKÝ, M., (2013) Assessment of Uncertainties in Mechanical Models, *Applied Mechanics and Materials*, Vol. 378 pp 13-18, © Trans Tech Publications, Switzerland, doi: 10.4028/www.scientific.net/ AMM.378.13.
- VEJVODA, S., KERŠNER, Z., NOVÁK, D. TEPLÝ, B., (2003) Probabilistic Safety Assessment of the Steam Generator Cover, In *Proc. of the 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 17)*, Prague, Czech Republic, August 17-22, in CD, M04-4, 10 pp.

Acknowledgement

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

Contact address:

Prof.Ing.Juraj Králik,CSc.

Faculty of Civil Engineering, STU Bratislava, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

e-mail: juraj.kralik@stuba.sk

NUMERICAL SIMULATION OF THE ATMOSPHERIC BOUNDARY LAYER

MAREK MACÁK¹, MICHAL FRANEK²

¹Department of Mathematics and Descriptive Geometry, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

²Department of Building Construction, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

Abstract: The paper deals with the Computational Fluid Dynamics (CFD) modelling of the Atmospheric Boundary Layer (ABL) flow in empty space with roughness applied on the bottom boundary according to wind tunnel measurements. In CFD simulation of ABL, the mean wind speed profile is defined by the logarithmic equation. As indicated by researchers, the wind speed profile is conserved along the computational domain but turbulent intensity as second characteristic of wind flow is being changed. This phenomenon is an open question that has not been solved yet. We present comparison of Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) equations along with $k - \varepsilon$ turbulence models and the standard wall function. Significant changes in turbulent intensity has been shown.

Keywords: computational fluid dynamics, atmospheric boundary layer, turbulence model

1 Introduction

Correct Computational Fluid Dynamics (CFD) simulation of the Atmospheric Boundary Layer (ABL) is necessary for the Computational Wind Engineering (CWE) to predict wind effects on buildings, pedestrian wind comfort or other wind effects. The ABL represents lower 200 meters of atmosphere and many papers about this problem has been published (Blocken et al., 2007; Franke, 2007; Tominaga et al., 2008).

Generally, in CFD simulations, there has been a fully developed wind profile applied on the inlet boundary. The fully developed wind profile goes through the computational domain and changed from the inlet to incident flow in the central part where a researched object is usually situated. Minor change (difference) between the inlet and incident profile can lead to significant changes in the pressure on facade of building. This change must be responsible for some of the irregularities between the CFD simulations and the corresponding wind tunnel measurements. The problem of simulating ABL was presented in publications (Franke and Frank, 2005; Blocken and Carmeliet, 2006).

This paper presents differences between three $k - \varepsilon$ turbulence models with the standard wall function for modelling of ABL. First, in Section 2 we describe turbulent model and its equations for the turbulence kinetic energy and its dissipation rate. Section 3 deals with the CFD simulation, computational domain, mesh setting and different possibilities of setting turbulence properties. In Section 4, we present obtained results for different $k - \varepsilon$ turbulence models and boundary conditions. Finally, Section 5 concludes the paper.

2 Applied equation and turbulence models for simulation

For this purpose, there were used three $k - \varepsilon$ turbulence models. Namely:

2.1 The Standard $k - \varepsilon$ model

It is a model based on model transport equations for the turbulence kinetic energy (k) and its dissipation rate (ε), (Launder and Spalding, 1974)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k + P_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k, \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho a_i \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} (P_k + C_{3\varepsilon} P_b) - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + S_\varepsilon, \quad (2)$$

where u denotes wind speed in [m/s], t is time in [s], k is turbulent kinetic energy in [m^2/s^2], ε is turbulent dissipation rate in [m^2/s^3], μ_t is turbulent dynamic viscosity in [$\text{kg}/\text{m}\cdot\text{s}$], P_k is generation of the kinetic turbulence energy due to the mean speed gradient, P_b is generation of the kinetic turbulence energy due to the lift, Y_M is increase from fluctuation in compressible turbulent flow to overall dissipation, $C_{1\varepsilon}$, $C_{3\varepsilon}$ are model constants, σ_k and σ_ε are Prandtl numbers for k and ε , ρ is density in [kg/m^3] and S_ε are user term.

2.2 The RNG $k - \varepsilon$ model

It is like the standard model, but it includes several improvements. It has an additional term $C_{2\varepsilon}^*$ in Eq. 4. This term increases the accuracy at high deformation speed. It includes the effect of the vortex turbulence and increases accuracy for turbulent flow (Wilcox, 2006). Transport equations are formulated as:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \rho \varepsilon, \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho a_i \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{2\varepsilon}^* \rho \frac{\varepsilon^2}{k}. \quad (4)$$

2.3 The realizable $k - \varepsilon$ model

This model is the latest from $k - \varepsilon$ models. It has two important differences in comparison to the standard model. It contains a different formulation for turbulent viscosity and it modifies the transport equation (Wilcox, 2006). Transport equations are formulated as

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k + P_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k, \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho a_i \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S_\varepsilon - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} - C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} P_b + S_\varepsilon, \quad (6)$$

$$\text{where } C_1 = \max \left[0.43 \frac{\eta}{\eta + 5} \right]. \quad (7)$$

3 Numerical simulation

For the simulations we have used program ANSYS Fluent (Ansys, 2017).

3.1 Computational domain and mesh

The size of the computational domain was $1000 \times 100 \times 200 \text{ m}^3$ ($L \times W \times H$) and illustration of the domain is depicted in Image 1. The height of the domain corresponds to maximal height of ABL, while the length and height of the domain were chosen proportionally. Mesh was generated using CutCell elements. The maximal element size was set 10 m and inflation was applied on bottom boundary with height of the first layer 0.5m. Then 5 layers with growth rate of 20% were created. There were generated 180 900 elements with 195 132 nodes.

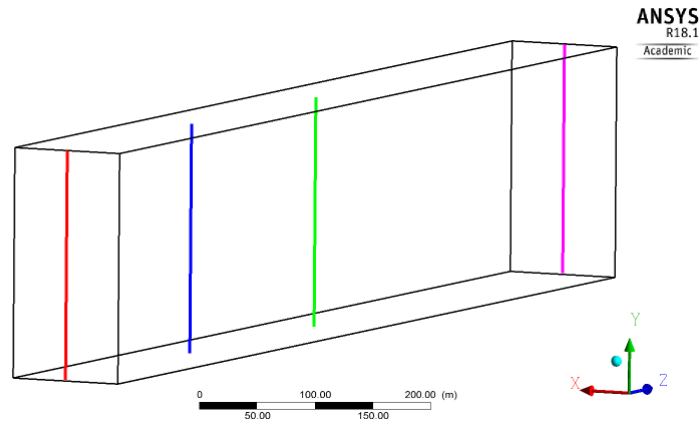


Image 11 – The computational domain.

3.2 Boundary conditions

For all models on inlet boundary was used the mean speed profile derived from the reference wind speed 12.077[m/s] at reference height 100[m] according to wind tunnel scale and measurements (HUBOVA and LOBOTKA, 2014). This profile is defined as user defined function (UDF) and interpreted using UDF function. Because the height of computational domain is often lower than the ABL height, these profiles are generally simplified by assuming a constant shear stress with height (Richards and Hoxey, 1993). The logarithmic function for wind speed is defined as

$$u_{(z)} = \frac{u_{ABL}^*}{\kappa} \ln \frac{z + z_0}{z_0}, \quad (8)$$

where u^* is shear velocity in [m/s], z is elevation in [m], z_0 is aerodynamic roughness height in [m] for simulation of wind tunnel measurements $z_0 = 0.7$, $\kappa = 0.4$ is von Karman constant [-], $C_\mu = 0.09$ constant in $k - \varepsilon$ model [-].

There are three possibilities how to set up a turbulence:

- Using additional inputs for $k - \varepsilon$ model are equations for turbulent kinetic energy k , and equation for turbulence dissipation rate ε :

$$k_{(z)} = \frac{u_{ABL}^{*2}}{\sqrt{C_\mu}}, \quad (9)$$

$$\varepsilon_{(z)} = \frac{u_{ABL}^{*3}}{\kappa(z + z_0)}, \quad (10)$$

- By specifying turbulence intensity and the turbulent length scale. The turbulent length scale can be computed as:

$$l = C_\mu^{3/4} \frac{k^{3/2}}{\mu}. \quad (11)$$

Normally this value is not greater than the dimension of the domain. In our case $l=1000$ [m] and turbulence intensity was 10%.

- By setting turbulence intensity and the hydraulic diameter. For a rectangular domain the hydraulic diameter can be computed as:

$$d_h = 2 \frac{ab}{a + b}, \quad (12)$$

where a is the width and b the height of computational domain. In our case $d_h=80$ and turbulence intensity was 10%.

The outlet boundary is defined as pressure outflow and the side and upper boundary as zero gradient or symmetry. The bottom boundary is simulated as a through wall with adapted standard wall functions (Franke et al., 2007). For rough wall the method proposed in (Blocken et. al., 2007) is used

$$k_s = \frac{E \cdot z_0}{c_s} \quad (13)$$

where k_s is the roughness height of wall function, c_s is the roughness constant of wall function and $E=9.79$ is the log law of the wall constant.

3.3 Solution setting

All simulations ran as pressure-based, steady, without production limiter and curvature correction. From solution methods there was used SIMPLE pressure-velocity coupling scheme with the second order spatial discretization. Solution was initialized with the hybrid initialization using default setting. The simulations were done when scaled residuals reached the minimum values: 10^{-4} all quantities. The simulations were performed using parallel processing on a desktop computer with one Intel Core i7-3930K 3.2 GHz processor and 32 GB DDR3 memory.

4 Results and discussion

For every $k - \varepsilon$ turbulence model we perform computation for different boundary conditions described in Section 3.2. We present results for the wind speed profile and the turbulence intensity in four location along computational domain and compare our results with the wind tunnel measurement (HUBOVA and LOBOTKA, 2014). Because the turbulence intensity is not default output parameter, we define the turbulence intensity as:

$$I = \frac{\sqrt{\frac{2}{3}k}}{u} \quad (14)$$

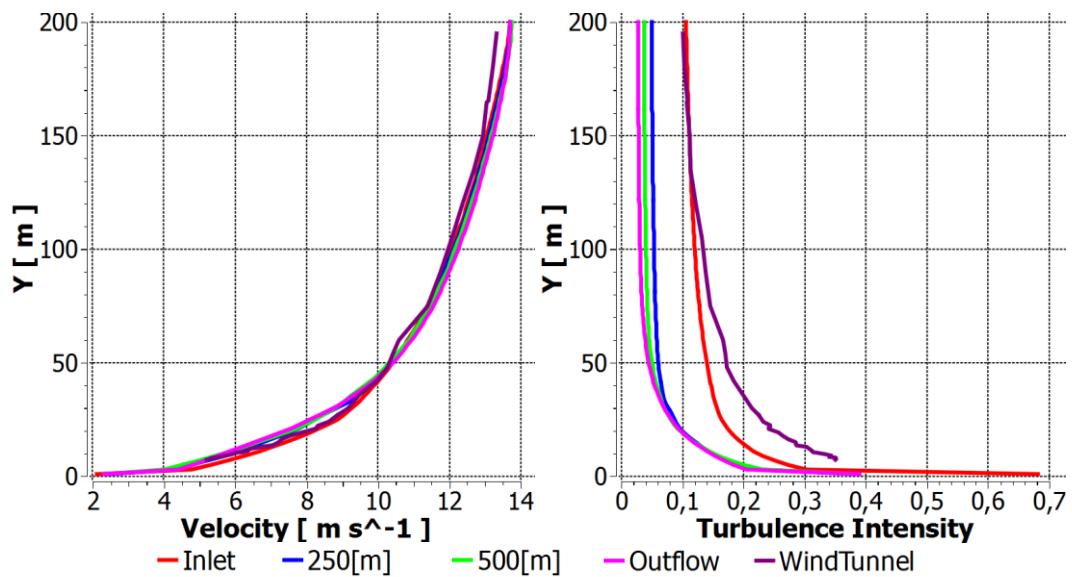
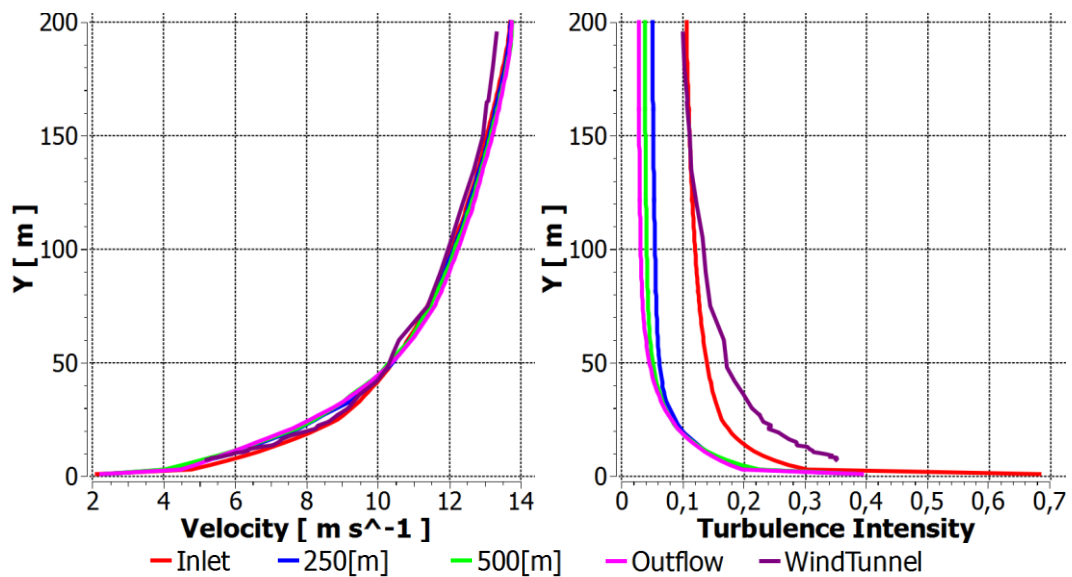
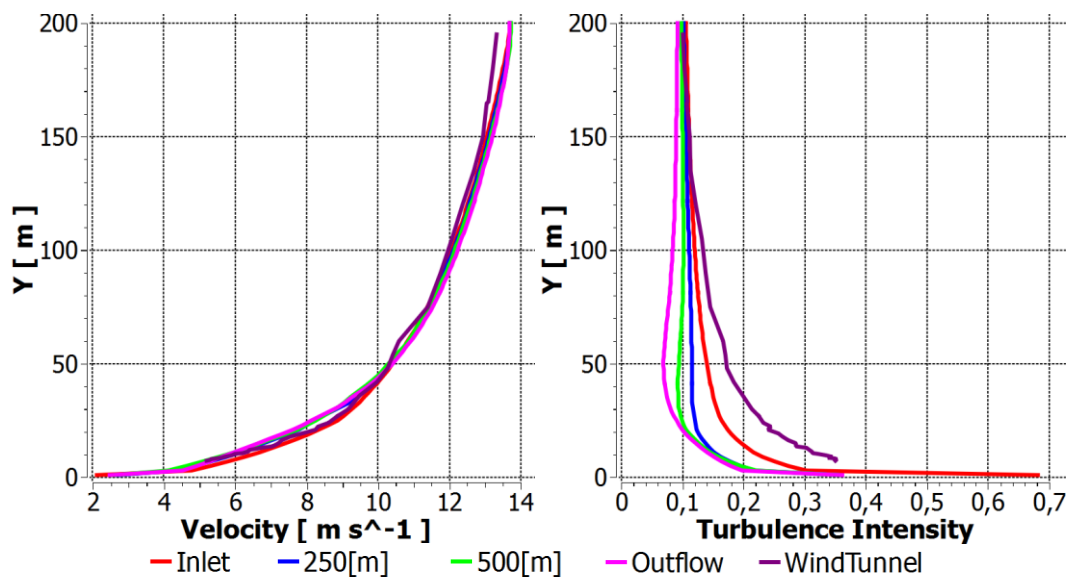
4.1 Boundary conditions: the k and ε parameter with roughness height

In Images 2. – 4. we can see results for different $k - \varepsilon$ turbulence model using equations for turbulent kinetic energy k and equation for turbulence dissipation rate ε as boundary condition. On bottom boundary was defined the roughness height and the roughness constant according to Eq. (13).

For every $k - \varepsilon$ we obtain a very good agreement for wind speed profile in every location along computational domain, but we can observe decreasing of turbulence intensity. We can see that the Standard and RNG $k - \varepsilon$ model has the same results. Results from Realizable $k - \varepsilon$ model bring huge improvements in decreasing of turbulence intensity along computational domain, but this effect is only from the height 50 meters. Lower part of ABL are the same for every model and its shape depends only from the roughness height and the roughness constant.

4.2 Boundary conditions: the k and ε parameter with zero roughness height

For illustration of importance of parameter roughness height, we perform simulation where these parameters were set as zero. Graphical results are depicted in Images 5. – 6. where we can see, in contrast with 4.1., decreasing of the wind speed and turbulence intensity in lower part of ABL. Results in height from the 50 meters are the same as results in 4.1. for every $k - \varepsilon$ model.

Image 12 – Standard $k - \varepsilon$ model: wind speed and turbulence intensity.Image 13 – RNG $k - \varepsilon$ model: wind speed and turbulence intensity.Image 14 – Realizable $k - \varepsilon$ model: wind speed and turbulence intensity.

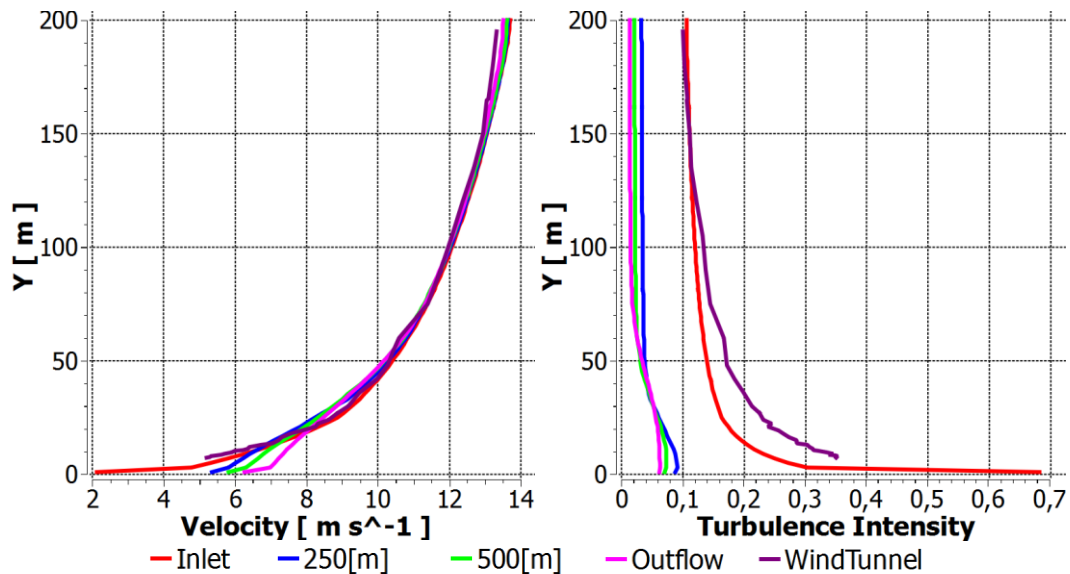


Image 5 – Standard and RNG $k - \varepsilon$ model: wind speed and turbulence intensity for zero roughness height.

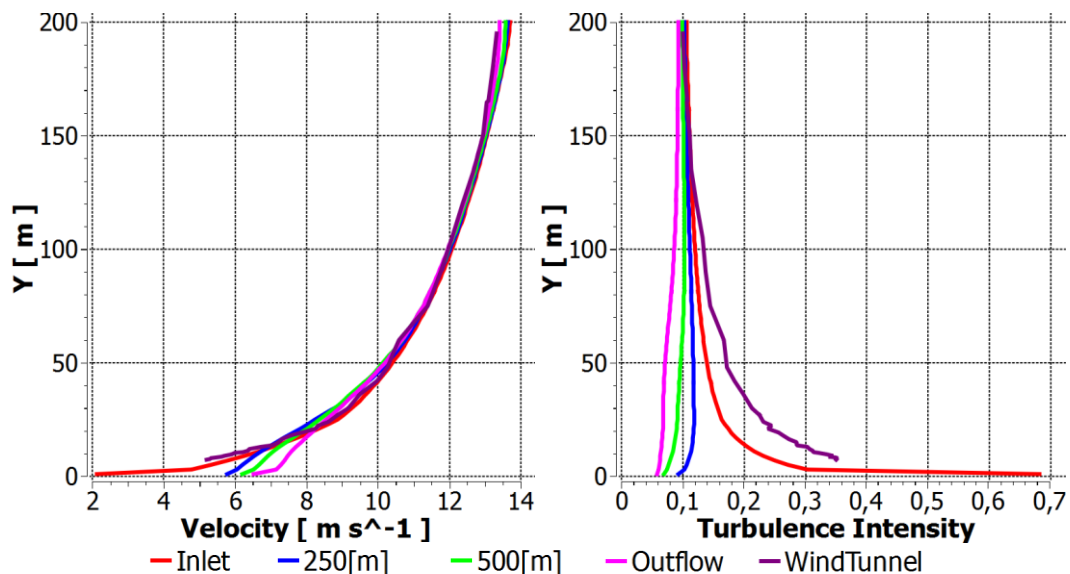


Image 6 – Realizable $k - \varepsilon$ model: wind speed and turbulence intensity for zero roughness height.

4.3 Boundary conditions: the turbulence intensity and the turbulent length scale

Possibilities how to set a constant turbulence at inlet is setting turbulent length scale are according to Eq. (11). On the bottom boundary, there was again defined the roughness height and the roughness constant according to Eq. (13). Graphic results are depicted in Image 7., where we can see the same behaviour as in 4.1 (decreasing turbulence intensity in height from the 50 meters for Standard and RNG $k - \varepsilon$ model). In lower part of ABL, the turbulence intensity increases because of the roughness height parameter.

4.4 Boundary conditions: the turbulence intensity and hydraulic diameter

Another possibility how to set a constant turbulence at inlet is setting hydraulic diameter is according to Eq. (12). In the same way, we define on bottom boundary the roughness height and the roughness constant according to Eq. (13). Graphic results are depicted in Image 8. As we can see the turbulence intensity increased in lower part of ABL because of roughness height parameter. The same behaviour is in 4.1 and 4.3. In height

from the 50 meters, all $k - \varepsilon$ model show great decreasing of turbulence intensity in locations along computational domain.

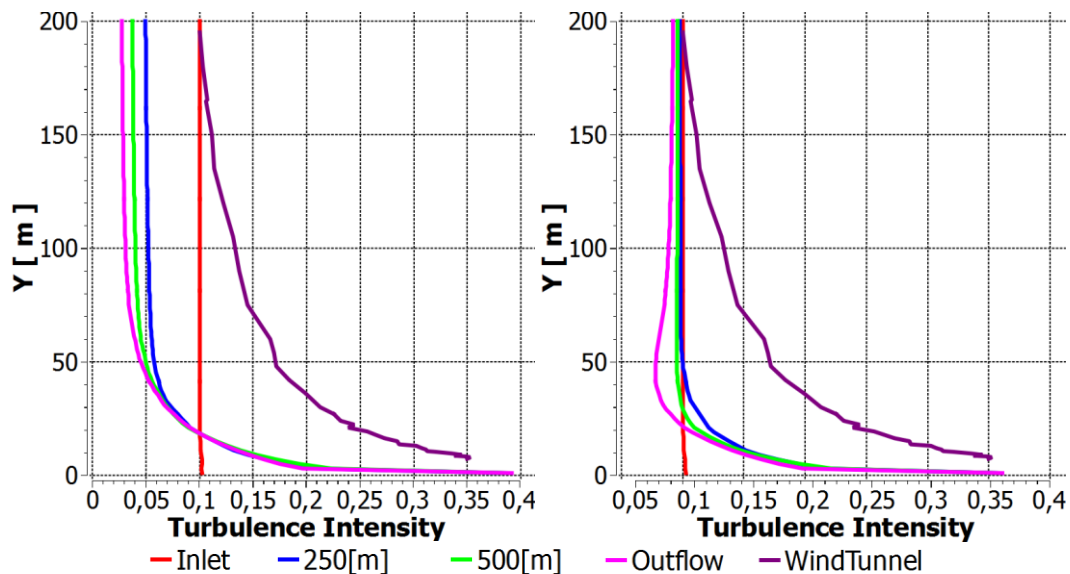


Image 7 –Turbulent intensity for turbulent length scale parameter: left) Standard and RNG $k - \varepsilon$ model, right) Realizable $k - \varepsilon$ model.

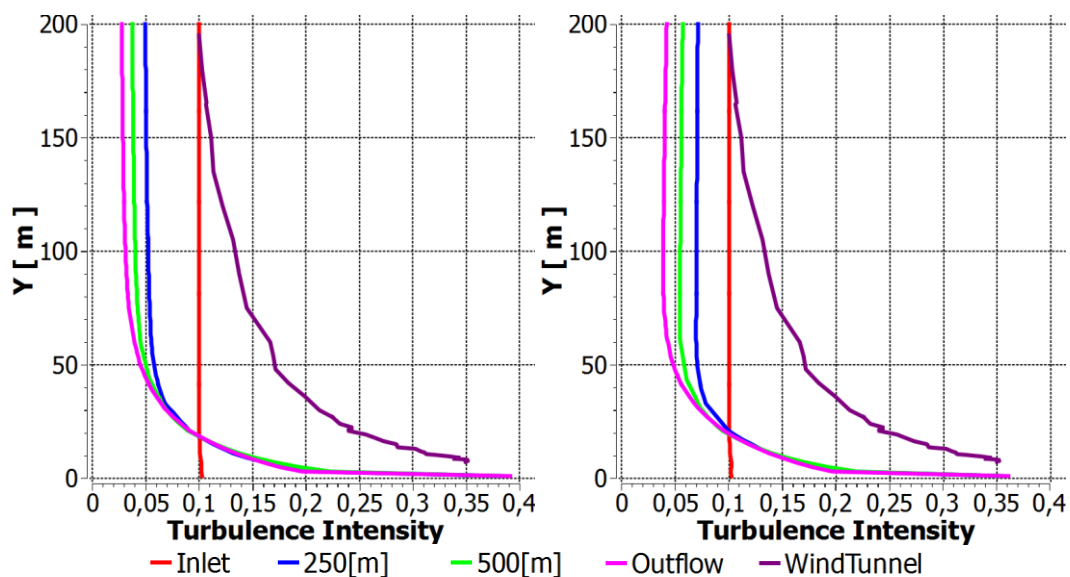


Image 8 – Turbulent intensity for hydraulic diameter parameter: left) Standard and RNG $k - \varepsilon$ model, right) Realizable $k - \varepsilon$ model.

5 Conclusion

We have presented comparison of three $k - \varepsilon$ turbulence models in modelling of ABL. Results show that each model conserve wind speed profile along computational domain. Significant changes in turbulent intensity were shown for different $k - \varepsilon$ model. Best conservation of the turbulence intensity showed Realizable $k - \varepsilon$ model. The set up constant turbulence on Inlet is inadequate way how model the turbulence intensity profile.

The knowledge of behaviour of models and boundary conditions will significantly help to create CFD simulations.

References

ANSYS Inc., 2017, ANSYS Fluent Theory Guide, Release 18.1

BLOCKEN, B., STATHOPOULOS, T., CARMELIET, J., 2007, *CFD simulation of the atmospheric boundary layer–wall function problems*. Atmospheric Environment 41(2):238–252.

BLOCKEN, B., CARMELIET, J., 2006, *The influence of the wind blocking effect by a building on its wind-driven rain exposure*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 94 (2), 101–127.

FRANKE, J., FRANK, W., 2005, *Numerical simulation of the flow across an asymmetric street intersection*. In: Naprstek, J., Fischer, C. (Eds.), Proceedings of the 4EACWE, 11–15 July 2005, Prague, Czech Republic.

FRANKE J. et al., 2007, *Best practice guideline for the CFD simulation of flows in the urban environment*, COST Office Brussels

HUBOVA, O., LOBOTKA, P., 2014, *The multipurpose wind tunnel STU*, Civil and Environmental Engineering. 10(1) 2-9. ISSN 1336-5835.

LAUNDER, B.E.; SPALDING, D.B., 1974, *The numerical computation of turbulent flows*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 3 (2): 269–289. doi:10.1016/0045-7825(74)90029-2.

RICHARDS, P.J., HOXEY, R.P., 1993, *Appropriate boundary conditions for computational wind engineering models using the k–ε turbulence model*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 46&47, 145–153.

TOMINAGA Y. et al., 2008, *AIJ guidelines for practical applications of CFD to pedestrian wind environment around buildings*, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, vol. 96, (10-11) 1749-1761. ISSN 0167-6105.

WILCOX, D.C., 2006, *Turbulence modeling for CFD*, 3rd edition. Journal of Fluid Mechanics [online], vol. 289, pp. 460. ISSN 0022-1120. Available on: DOI: 10.1017/S0022112095211388.

Acknowledgement

This paper was created with the support of the grants APVV-15-0522, APVV-16-0126 and VEGA 1/0608/15.

Contact address:

Ing. Marek Macák, PhD.

Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Department of Mathematics and Descriptive Geometry, Radlinského 11, 810 05 Bratislava, Slovakia
E- mail: marek.macak@stuba.sk

Ing. Michal Franek, PhD.

Department of Building Construction, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Civil Engineering, Radlinského 11, 810 05 Bratislava
E - mail: michal.franek@stuba.sk

VYUŽITÍ SOFTWARE ANSYS PŘI NÁVRHU AXIÁLNÍCH ČERPADEL

JAKUB STAREČEK, LUKÁŠ ZAVADIL

CENTRUM HYDRAULICKÉHO VÝZKUMU spol. s r.o., Lutín

Abstract:

This article describes a procedure of the hydraulic design of the axial hydrodynamic pump for specific operating (design) point. The emphasis is focused on a pump suction height and good cavitation properties with preservation of high efficiency. This design was realized by a single phase analysis for a reduction of a computational time. Cavitation properties of the pump were predicted based on static pressure distribution on a pump blade length, especially on the outside streamline. The final multiphase simulation was performed after a shape optimization of an impeller to obtain more precise results for a correct determination of an influence of a cavity on the suction head - NPSH₃ characteristics.

Keywords: axial pump, impeller, CFD, blade loading, optimiation, cavitation

1 Úvod

Axiální čerpadla jsou často využívána v úpravkách vod, pro dopravu čisté, znečištěné nebo mořské vody, ale i jako závlahová nebo odvodňovací čerpadla. Tato čerpadla většinou slouží tam, kde je třeba zajistit velké průtoky potrubní sítí při malé dopravní výšce čerpadla. Konstrukčně se zpravidla jedná o jednostupňová čerpadla s oběžným kolem bez vnějšího věnce. Kapalina proudí ve směru osy rotace čerpadla, tedy vstup do čerpadla je v axiálním směru, stejně jako výstup z oběžného kola. Za oběžným kolem má kapalina zbytkovou obvodovou složku rychlosti c_u . Tuto obvodovou složku je třeba potlačit vhodně tvarovaným axiálním rozváděčem (statorem). Axiální čerpadla bývají zpravidla opatřena sacím zvonem, případně přímou, či kolenovou savkou. Za čerpadlem je umístěno koleno s ohybem v rozmezí (45°- 90°), a to převážně z dispozičních důvodů a pro vyvedení hřídele a napojení na zvolený pohon.

Hlavními sledovanými veličinami jsou dopravní výška čerpadla H [m], průtok čerpadlem Q [m³/s], sací výška čerpadla NPSH₃ [m], příkon P [W] a tomu odpovídající účinnost η [-]. Z těchto uvedených hodnot lze vypočítat tzv. specifické otáčky značené n_s [1]:

$$n_s = 3,65 \frac{n}{\sqrt{H}} \sqrt{\frac{Q}{H}} \text{ (min}^{-1}\text{)}, \quad (3)$$

kde axiální čerpadla mají nejvyšší specifické otáčky ze všech hydrodynamických čerpadel ($n_s > 500 - 600 \text{ min}^{-1}$). Tento článek bude pojednávat o základním hydraulickém návrhu axiálního čerpadla pro specifické otáčky $n_s = 680 \text{ min}^{-1}$, dopravní výšku $H = 10,6 \text{ m}$ a průtok $Q = 451,5 \text{ l/s}$. Dále bude nastíněna optimalizace základního návrhu s ohledem na kavitační vlastnosti čerpadla, které budou predikovány z rozložení tlaku po délce lopatky (zatížení lopatky). Při návrhu bude přihlédnuto na vysokou účinnost, dosažení požadované dopravní výšky a dynamické vlastnosti stroje, které jsou úzce spjaté s kavitací a provozem v mimo-optimálních režimech čerpadla při zachování přijatelných rozměrů čerpadla. Pro návrh čerpadel a predikci těchto základních parametrů a kavitačních vlastností byl využit komerční software ANSYS, zejména tzv. „turbo“ nástroje, které jsou zaměřeny pro návrh rotačních strojů. Nejčastěji používanými zástupci byly ANSYS BladeGen, ANSYS Turbogrid a ANSYS CFX.

2 Základní hydraulický návrh čerpadla

Na začátku každého hydraulického návrhu je nutno definovat tzv. „návrhový bod čerpadla“, pro který je proveden základní hydraulický návrh. V ideálním případě by měl být návrhový bod čerpadla i „pracovní bodem“. Pracovní bod čerpadla lze definovat pomocí průtoku Q a dopravní výšky H . V tomto bodě by mělo být čerpadlo provozováno při dosažení nejvyšší účinnosti a splňovat veškeré smluvené parametry.

Z parametrů $H = 10,6$ m a $Q = 451,5$ l/s byly určeny otáčky rotoru čerpadla $n = 1620$ min⁻¹. Otáčky čerpadla lze určit pomocí rovnice (1) uvedené v úvodu.

Před návrhem tvaru lopatky je nutné vypočítat základní rozměry čerpadla. Vnější průměr D_2 a vnitřní průměr (průměr náboje) D_1 . Tyto rozměry lze odhadnout pomocí experimentálně získaných dat z předchozích návrhů.

Rovněž je třeba navrhnout základní tvar meridiánu. Pro určení základních rozměrů existuje řada empirických vztahů, nomogramů a návrhových metod např. [1], [2], atd. Pro tento návrh byl využit pouze postup uvedený v knize *CENTRIFUGAL PUMPS* od J.F. Gulicha [1].

2.1 Volba vlastního tvaru profilu lopatky

Pohyb vody okolo profilu vyvíjí výslednou sílu F na lopatku čerpadla. Hodnotu této síly získáme integrací rozložení statického tlaku po délce lopatky a smykového napětí kapaliny po délce lopatky. Výsledná síla je získána z normálové (vztlakové) síly F_a , která je závislá na rozložení tlaku a odporové síly F_w , která je dána odporem profilu. Třecí odpor se výrazně nemění, mění se však vztlaková síla profilu se vzrůstajícím úhlem nátoku a prohnutím profilu.

Většina hydraulických tvarů axiálních čerpadel vychází z leteckých profilů NACA (*National Advisory Committee for Aeronautics*). Základními parametry tohoto jsou: délka L (v rozvinutém tvaru), maximální tloušťka profilu d (dána průměrem vepsané kružnice), poloha maximální tloušťky profilu x_d . Při obtékání tekutiny kolem profilu dochází na sací straně lopatky ke zvýšení rychlosti a k poklesu statického tlaku, naopak na tlačné straně lopatky ke snížení rychlosti a zvýšení statického tlaku. Tím vzniká vztlaková síla F_a .

Zásadní vliv na celkovou vztlakovou sílu profilu mají:

- Poměr maximální tloušťky a délky profilu $\frac{d}{L}$
- Relativní poloha maximální tloušťky profilu $\frac{x_d}{L}$
- Poloha maximální tloušťky lopatky
- Prohnutí profilu a charakteristický tvar prohnutí (S-tvar)

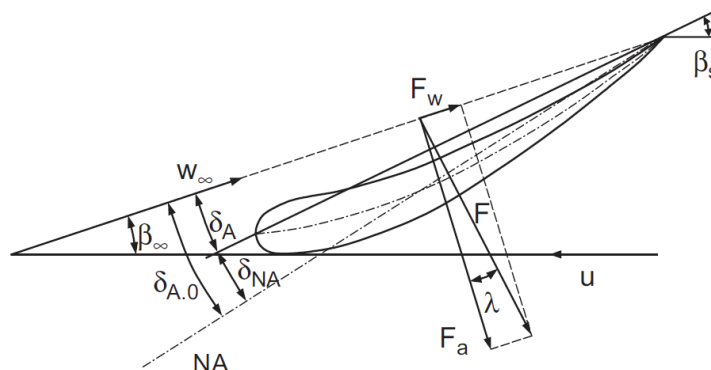
Po výpočtu základních rozměrů D_1 , D_2 a volbě tvaru meridiánu na základě [1] je možné určit teoretické rychlosti v rychlostním trojúhelníku na vstupu a výstupu z oběžného kola čerpadla. Jedná se především o obvodovou složku rychlosti (vychází z otáček a průměru oběžného kola čerpadla), meridiální rychlost (vychází z průtoku a průměru oběžného kola) a obvodovou složku absolutní rychlosti na výstupu z oběžného kola (vychází ze zadané dopravní výšky a odhadu hydraulické účinnosti). Z těchto dat a empirických vztahů v [1] byla získána hodnota vstupního úhlu lopatky β_1 a výstupního úhlu lopatky β_2 . Nyní je potřeba vypočítat délku lopatky a průběh úhlu β po její délce. Délka lopatky je řízena tzv. hustotou lopatkové mříže (solidity) σ . Hustotu lopatkové mříže si lze představit jako poměr délky tětiny L lopatky k rozteči t . Jinými slovy hustota lopatkové mříže popisuje hustotu překrytí lopatek v lopatkové mříži. Do této problematiky také vstupuje počet lopatek oběžného kola. Počet lopatek je závislý na specifických otáčkách čerpadla - se vzrůstajícími specifickými otáčkami klesá. Pro výpočet solidity σ se využívá vztahu [1]:

$$\sigma_i = \frac{L}{t_i} \quad (2)$$

Důležitým faktorem ovlivňující dopravní výšku je průhyb lopatky, který je řízen tzv. vztakovým koeficientem ζ_a [1]:

$$\zeta_a = \frac{d\zeta_a}{d\delta_a}(\delta_A - \delta_{NA}), \quad (3)$$

kde hodnoty úhlu δ_A a δ_{NA} vychází z níže uvedeného obrázku, kde w_∞ je relativní rychlost vody a β_∞ úhel proudu na vstupu do oběžného kola. Poměr $\frac{d\zeta_a}{d\delta_a}$ je zvolen v rozmezí 0.09 až 0.11.[1]



Obrázek 1: Definice celkové síly a prohnutí lopatky.[1]

Ze získaných dat (průměr oběžného kola D_2 a náboje D_1 , vstupní a výstupní úhel, tvar meridiánu a průběh úhlu β po délce lopatky a počtu lopatek) je možné zkonstruovat model oběžného kola čerpadla.

2.2 Návrh rozváděcích lopatek

Na výstupu z oběžného kola čerpadla má kapalina zbytkovou rotační složku rychlosti, kterou je potřeba vyrovnat zpět do axiálního směru. Pro tento úkol se využívá satorových lopatek. Pomocí numerických simulací byla určena zbytková rotační složka rychlosti c_{u2} na jednotlivých poloměrech. Poté využitím goniometrických funkcí byl z meridiální rychlosti a zbytkové obvodové složky rychlosti získán výstupní úhel vody z oběžného kola. Z velikosti výstupního úhlu vody byla získána velikost vstupního úhlu rozváděcích lopatek. Zde musí být zdůrazněno, že výstupní úhel a délka rozváděcích lopatek se volí tak, aby nedošlo k separaci proudu na podtlakové straně satorové lopatky.

2.3 Optimalizace základního hydraulického návrhu čerpadla.

Každý teoretický hydraulický návrh je potřeba ověřit za pomoci numerických simulací a následně na základě výsledků případně návrh upravit na zadané parametry. V této fázi hydraulického návrhu bylo experimentováno s různou hodnotou vztakového koeficientu a různou hodnotou hustoty lopatkové mříže za účelem získání optimálních parametrů čerpadla se zachováním dobrého rozložení statického tlaku na sací straně lopatky. Jedním z hlavních parametrů, kterým lze řídit rozložení statického tlaku na sací straně lopatky, je délka střední čáry profilu a velikost změny úhlu β . Z hlediska kavitacních vlastností je nejcitlivější změna těchto parametrů na vnější proudnici (největší průměr).

Délku lopatky lze primárně ovlivnit průběhem úhlu β a výstupním úhlem lopatky β_2 . Toto je však limitováno vztlakovým koeficientem, který má vliv na dopravní výšku čerpadla. Během zvyšování úhlu β po délce lopatky, zejména pak v její polovině a na odtokové hraně, roste i dopravní výška čerpadla. V případě nedodržení předepsané dopravní výšky pak výsledné čerpadlo nesplňuje podmínku specifických otáček n_s .

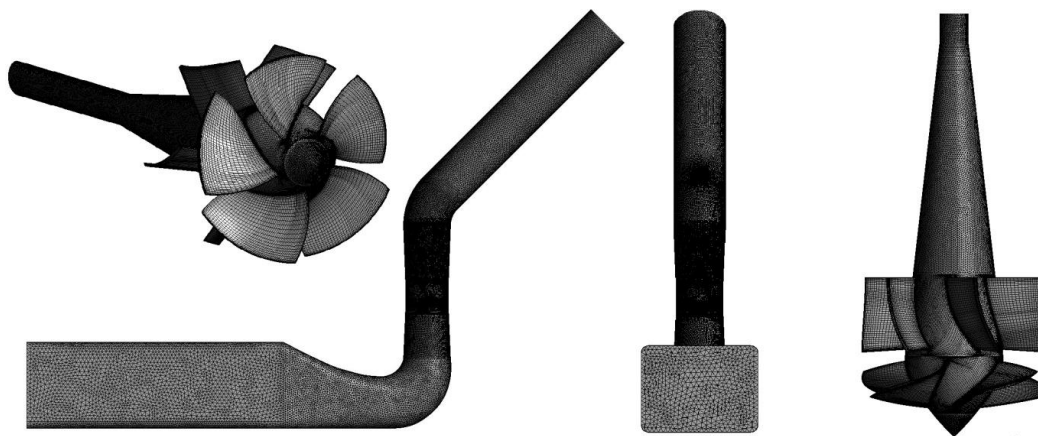
Druhou možností řízení délky lopatky je prodloužení meridiánu na daném poloměru. Měla by však zůstat zachována plynulost a jednoduchý tvar meridiánu.

Poslední možností je odsazení vnější proudnice v axiálním pohledu (posunutí úhlu opásání) neboli tzv. „sweep back“. Tento přístup mírně zvyšuje tlak na sací straně lopatky, avšak negativně ovlivňuje celkovou účinnost čerpadla.

V případě, že se bude jednat o regulační čerpadlo je potřeba navrhnout vhodný tvar kulové vložky tak, aby bylo možné s lopatkami oběžného kola otáčet. Zjednodušeně lze říci, že oběžné kolo musí být uloženo v kulové skříní, tak aby osa otáčení lopatky byla v ose kružnice charakterizující kulovou vložku.

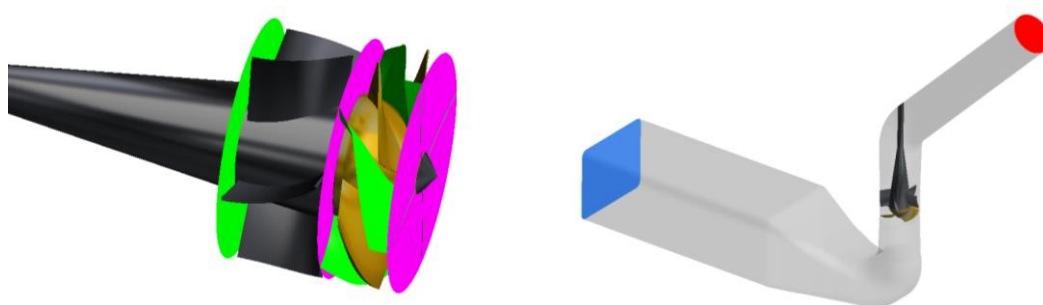
3 Výpočtový model

Pro prvotní hydraulický návrh a tvorbu geometrie oběžného kola a lopatek rozváděče se využívá nástroje ANSYS BladeGen. Výpočtové sítě jsou generovány pomocí nástroje ANSYS Turbogrid. Pro zahrnutí objemové ztráty v průběhu následujícího výpočtu je v prostředí ANSYS TurboGrid nastavena velikost spáry mezi oběžným kolem a pláštěm oběžného kola. Zpravidla se volí spára s rozměrem přibližně $s = 0.001 \cdot D_2$. Geometrie savky a výtlačného kolena byly modelovány v prostředí ANSYS DesignModeler. Tyto části jsou opatřeny výpočtovou sítí v prostředí ANSYS Meshing. U všech výpočtových oblastí je aplikováno zjemnění výpočtové sítě u stěn pro zachycení vlivu mezní vrstvy.



Obrázek 2: Vizualizace výpočtových sítí čerpadla.

Jednotlivé domény opatřené výpočtovou sítí (Obrázek 2) byly importovány do programu ANSYS CFX, kde byl sestaven kompletní výpočtový model. Savka, rozváděč a výtlačné koleno byly stacionární domény. Oběžné kolo bylo jedinou rotační doménou ($n = 1620 \text{ min}^{-1}$). Pro přechody ze stacionární do rotační domény byly použity rozhraní „Transient ROTOR-STATOR interface“. Všechny ostatní oblasti s na sebe nenavazující sítí byly spojeny pomocí rozhraní GGI (General Grid Interface). Neprůtočné plochy byly opatřeny okrajovou podmínkou „wall“. Na vstupu do výpočtového modelu byla zvolena okrajová podmínka celkového tlaku ($p_{\text{tot}} = 0 \text{ Pa}$), a na výstupu byla předepsaná okrajová podmínka pro hmotnostní průtok, kde $Q_{m,\text{opt}} = 451,5 \text{ kg/s}$, viz Obrázek 3.



Obrázek 3: Vlevo: Použité Interfaces - Zeleně jsou vyznačeny interfaces (GGI); Fialově jsou vyznačeny rozhraní ROTOR-STATOR. Vpravo: vizualizace okrajových podmínek: modře –inlet; červeně outlet.

Jedná se o plně nestacionární analýzu. Časový krok byl zvolen $t = 0.00020576$ s, což odpovídá 2° pootočení oběžného kola. Byl použit SST (Shear Stress Transport) model turbulence, který vychází z k- ω dvourovnicového modelu, založeného na Boussinesquově hypotéze.

K modelování kavitace a jevů s ní spojených je v programu CFX použit Rayleigh-Plessetův model. Tento model popisuje vícefázové proudění, konkrétně dvoufázový systém pára+voda s rozpuštěným plynem. Tento kavitační model vychází ze zjednodušené Rayleigh-Plessetovy rovnice, kterou lze uvést v následující formě [3]:

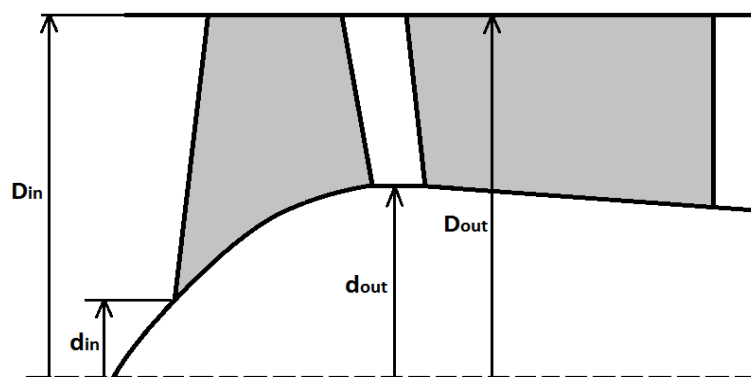
$$\frac{DR}{Dt} = \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{|p_v - p|}{\rho_i}} \text{sign}(p_v - p), \quad (4)$$

kde t (s) je čas, ρ_i ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) je hustota kapaliny, p_v (Pa) je rovnovážný tlak sytých par, p (Pa) je statický tlak, R (m) je poloměr.

Mezi další zjednodušení patří zejména to, že je uvažována jen jedna velikost kavitačních jader, bubliny se po expanzi v oblasti nízkého tlaku vrací zpět do své původní velikosti a není uvažován jejich kolaps, model uvažuje dvě empirické konstanty, které zahrnují různé časové měřítko odpařování a kondenzace. Jedná se tedy o dvoufázové proudění, kdy v případě, že tlak vlivem proudění dopravovaného média (vody) poklesne pod tlak nasycených par, dojde ke vzniku kavitačních (parních) bublin. Tlak nasycených par u vody silně závisí na její teplotě. Je nutné poznamenat, že CFD kavitační analýza uvažuje při proudění čistou vodu konstantní teploty. V tomto případě byla uvažována voda o teplotě 25°C .

4 Vliv vstupních rozměrů na průběh tlakového zatížení lopatky

Hlavním cílem nového hydraulického návrhu bylo zajištění nejlepší sací schopnosti čerpadla. Z časových důvodů byl dvoufázový výpočet proveden jen u vybraných návrhů, které vykazovaly vyšší hodnotu statického tlaku (stanoveného z jednofázového výpočtu) na sací straně lopatky a splňovaly požadované výkonové parametry.



Obrázek 4: Náčrt základních rozměrů axiálního čerpadla.

Na základě doporučení v [1] byl vytvořen základní hydraulický návrh čerpadla. Tato výchozí varianta měla doporučený vnější průměr čerpadla $D_{in}=340\text{mm}$ a náboj s průměrem $d_{out}=176\text{ mm}$ (Obrázek 4), během výpočtu byl náboj zaokrouhlen dolů, k průměru $d_{out}=170\text{ mm}$.

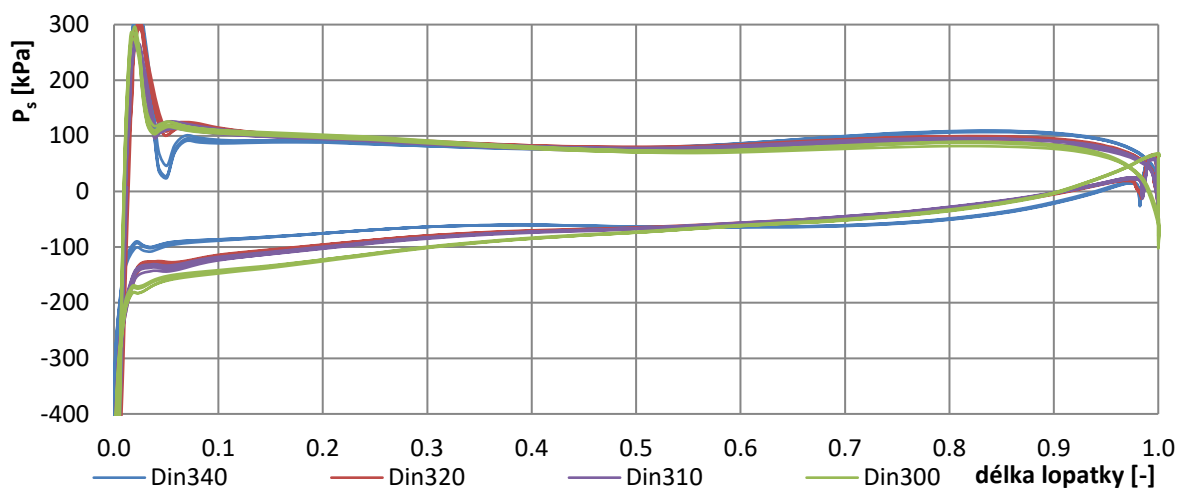
Pro získání zkušeností a informací pro základní rozvahu velikosti čerpadla byly provedeny numerické simulace pro několik různých průměrů oběžného kola D_{in} a pro různé průměry náboje na vstupu do oběžného kola d_{in} . Z těchto simulací bylo získáno rozložení tlaku a následná závislost na vstupních parametrech.

Se zvětšujícím se průměrem čerpadla D_{in} a při zachování rozměrů náboje a průběhů úhlů β po délce lopatky, docházelo ke snižování tlaku na podtlakové straně lopatky, převážně pak v první polovině. Zvyšující se tlak na sací straně lopatky má pozitivní vliv na kavitační vlastnosti čerpadla. Tlak by měl po délce lopatky plynule narůstat. Nepříznivý vliv má na kavitační vlastnosti stroje lokální nestabilita v rozložení tlaku na sací straně lopatky. Jedná se o jev, kdy tlak po délce lopatky poklesne pod úroveň tlaku v blízkosti náběžné hrany. Tento jev je nejpatrnější u varianty s průměrem $D_{in}=310\text{ mm}$ v 10 % výšky průtočného kanálu (Obrázek 7). V tomto případě může kavitační mrak vznikat nejen na náběžné straně, ale také na konci sací strany lopatky. V závěru může dojít k ucpání průtočného kanálu kavitačním mrakem (kavernou) a stržení čerpadla.

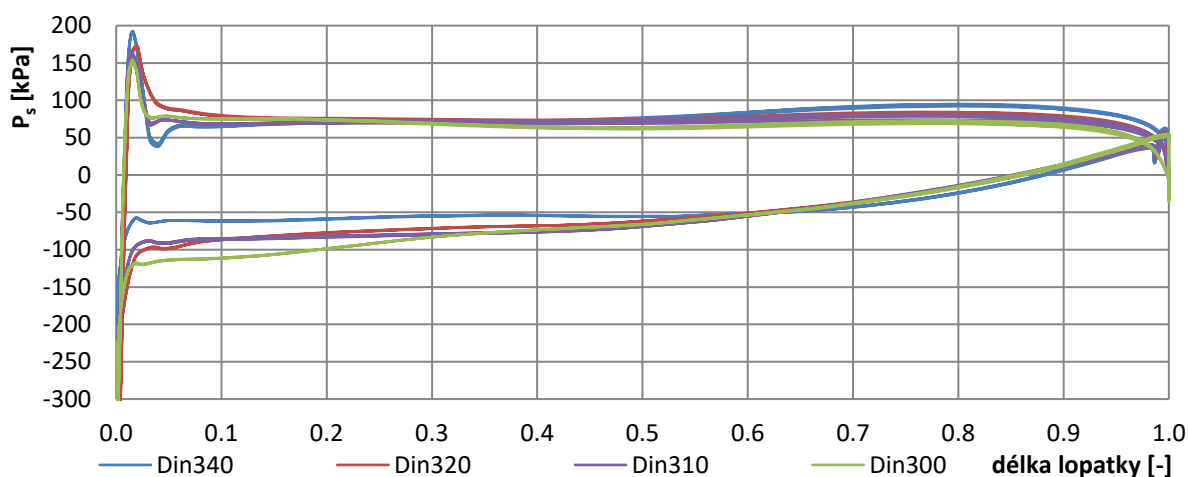
Největší vliv na výsledné kavitační vlastnosti (sací výšku čerpadla) má vnější proudnice oběžného kola. Na vnější proudnici obvodová složka rychlosti dosahuje maximálních hodnot. Na náběžné hraně vnějšího průměru čerpadla dochází k největším podtlakovým špičkám. K počátku kavitace dochází právě zde, na náběžné hraně a sací straně lopatky.

Na základě těchto výpočtů byla vybrána varianta s průměrem $D_{in}=320\text{ mm}$, která se vyznačuje dobrým rozložením tlaku na všech poloměrech se zachováním vysoké účinnosti a relativně malých rozměrů čerpadla.

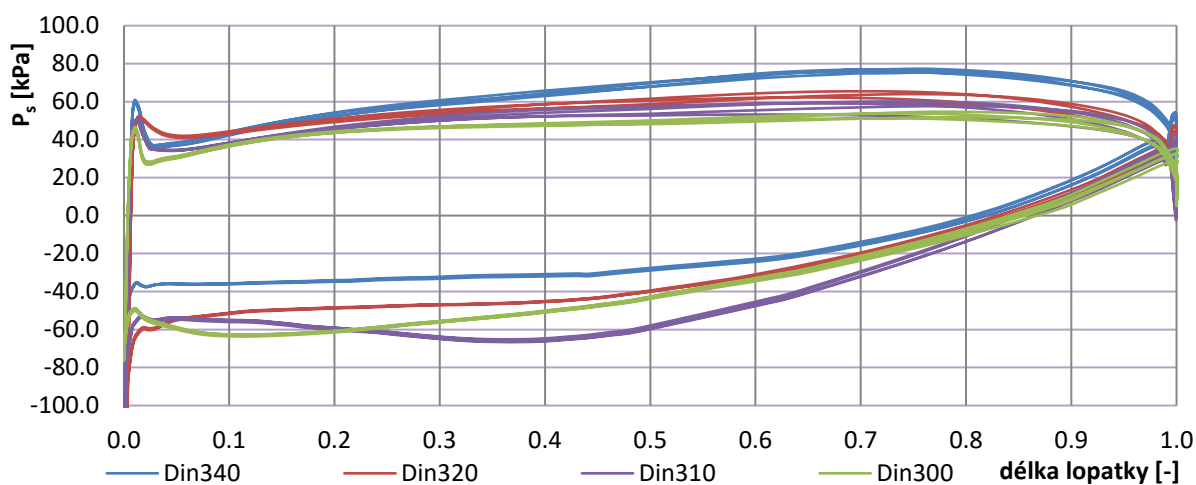
4.1 Zatížení lopatky v závislosti na průměru oběžného kola



Obrázek 5: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 90% výšky kanálu, Q_{opt} .



Obrázek 6: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 50% výšky kanálu, Q_{opt} .



Obrázek 7: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 10% výšky kanálu, Q_{opt} .

V dalším kroku byl určen vstupní průměr náboje. Vstupní průměr d_{in} má taktéž zásadní vliv na tlakové zatížení lopatky. Na následujících grafech je možné sledovat rozložení tlaku po délce lopatky u varianty s vnějším průměrem $D_{in} = 320$ mm a různých vstupních průměrech náboje d_{in} . Velikost vstupního průměru je dána v závislosti na velikosti čerpadla, tzn.:

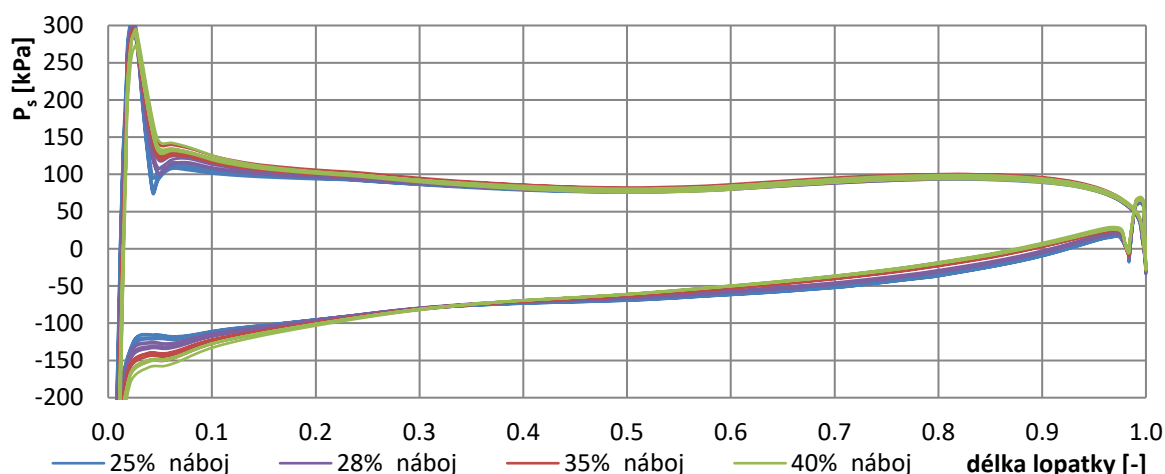
$$d_{in} = k \cdot D_{in}$$

kde k je procentuální velikost náboje charakterizována tabulkou 1.

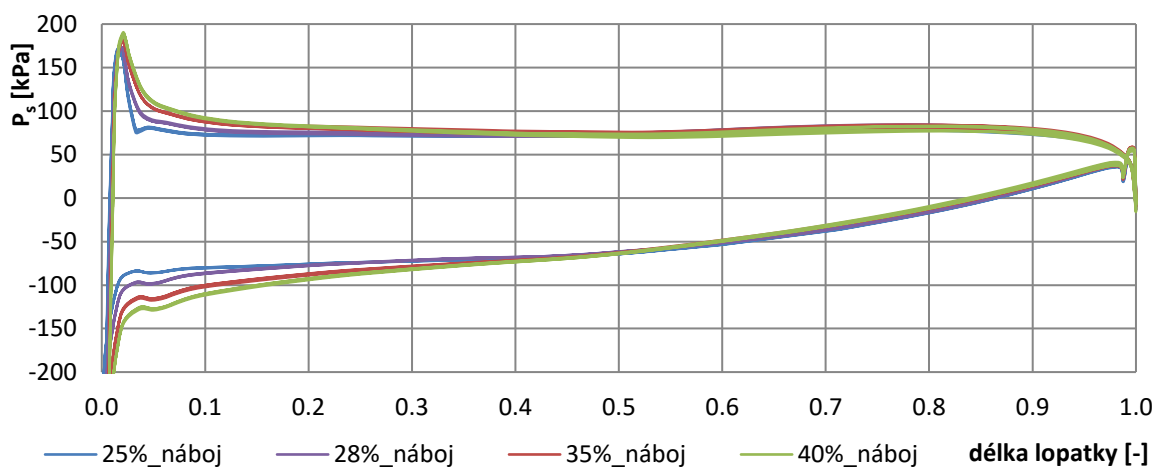
Tabulka 1: Přepočet velikosti vstupního průměru náboje.

k	k	d_{in}
[%]	[-]	[mm]
25	0,25	80
28	0,28	89,6
35	0,35	112
40	0,4	128

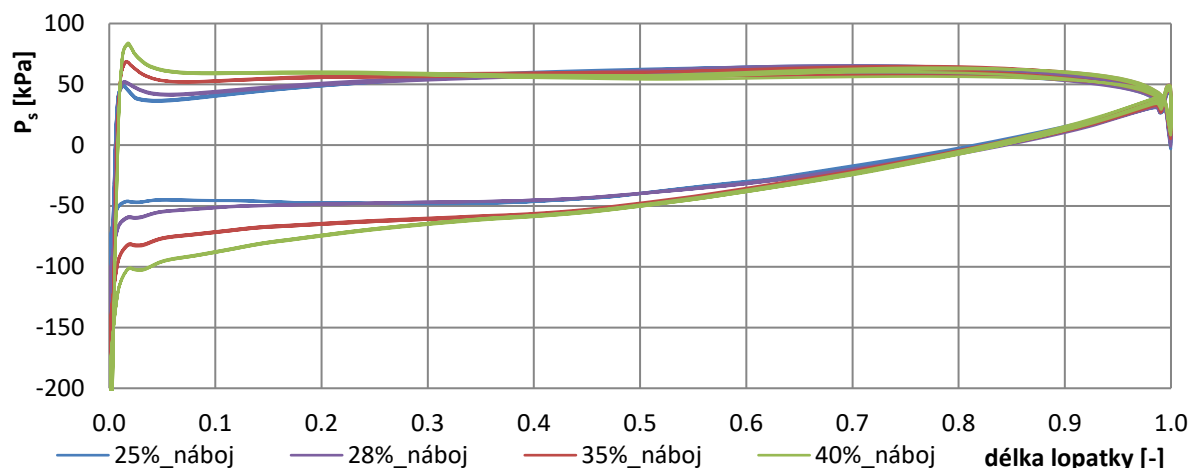
4.2 Zatížení lopatky v závislosti na průměru náboje



Obrázek 8: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 90% výšky kanálu, Q_{opt} , $D_{in}=320$ mm.



Obrázek 9: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 50% výšky kanálu, Q_{opt} , $D_{in}=320$ mm.



Obrázek 10: Průběh statického tlaku po délce lopatky: 10% výšky kanálu, Q_{opt} , $D_{in}=320\text{mm}$.

Z výše uvedených obrázků 5-10 je zřejmé, že velikost vstupního průměru náboje souvisí s distribucí statického tlaku a to převážně v první polovině délky lopatky čerpadla. S klesajícím průměrem náboje na vstupu se zvyšuje tlak na podtlakové straně náběžné hrany. To znamená, že kavitace by měla vznikat později u variant s menším nábojem. Na základě těchto informací byla zvolena varianta s velikostí vstupního průměru náboje $d_{in} = 80\text{ mm}$.

5 Výsledné rozměry a parametry získané numerickou simulací

Základní údaje o modelovaném čerpadle

Průměr vstupního potrubí	$D_s = 330\text{ mm}$
Průměr výtlačného potrubí	$D_v = 350\text{ mm}$
Průměr oběžného kola	$D_1 = 320\text{ mm}$
Počet lopatek oběžného kola	$z_{ok} = 4 / 5$
Počet lopatek rozváděče	$z_{rozv} = 5 / 6$
Otáčky rotoru	$n = 1620\text{ min}^{-1}$

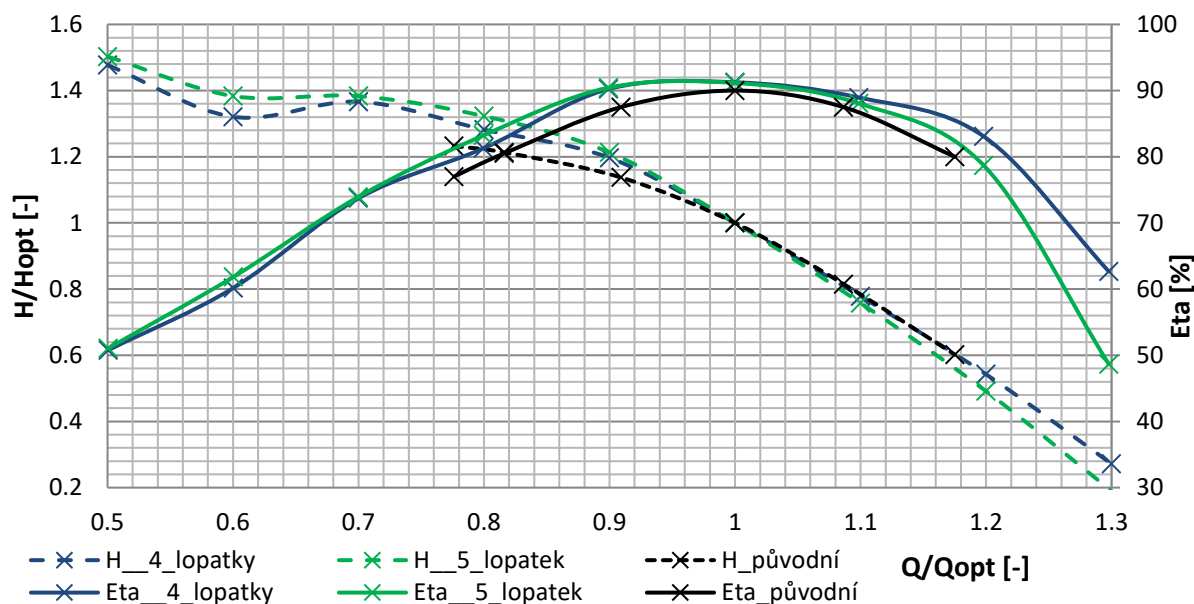
Rozměry savky

Šířka vstupu sací trouby	$\bar{s} = 800\text{ mm}$
Výška vstupu sací trouby	$v = 640\text{ mm}$
Úhel kolene savky	$\alpha_s = 90^\circ$

Rozměry kolene

Průměr kolene	$D_k = 350\text{ mm}$
Úhel kolene savky	$\alpha_k = 45^\circ$

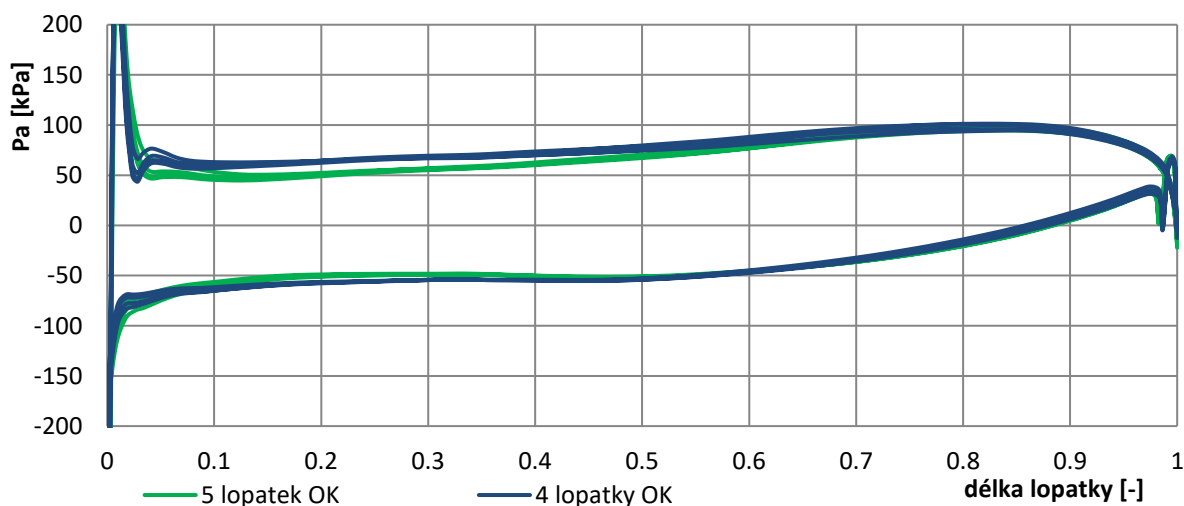
Výslednou variantou je čerpadlo se čtyřmi lopatkami oběžného kola a pěti rozváděcími lopatkami. Druhá alternativní varianta je pěti lopatkové oběžné kolo s šesti satorovými lopatkami. Výkonostní charakteristiky těchto návrhů jsou zachyceny a porovnány s původním návrhem čerpadla Ns680 - Obrázek 11. Jedná se o výsledky čerpadla se zahrnutím objemových ztrát bez kulové vložky (neregulační varianta čerpadla).



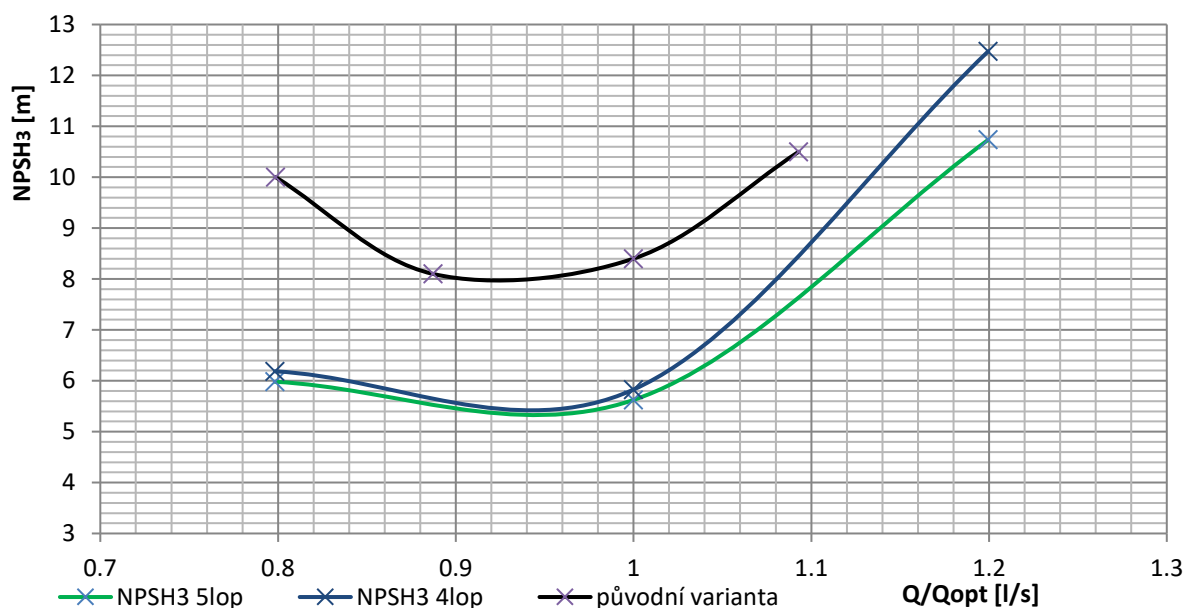
Obrázek 11: Výsledné charakteristiky axiálního čerpadla $D_{in}=320\text{mm}$ a $d_{in}=80\text{mm}$.

Z obrázku 11 je zřejmé, že účinnost původního čerpadla (stávající modelové čerpadlo používané k nabídkové činnosti) byla mírně navýšena ve všech pracovních bodech čerpadla. Zejména pak v oblasti vlevo od optima. V oblasti nejnižších průtoků je patrná labilita čerpadla, která je charakteristická zejména svým propadem v dopravní výšce. V rámci numerických simulací však nebyly zahrnuty mechanické ztráty. Dopravní výška čerpadla v pracovním bodě zůstala nezměněna. Po získání výkonových charakteristik byl proveden závěrečný dvoufázový výpočet pro zjištění skutečných kavitacních vlastností a strhávacích křivek.

Na následujících obrázcích je pro srovnání uvedena sací výška čerpadla a rozložení tlaku po lopatkách. Hodnoty v obrázku 13 byly získány postupným snižováním tlaku na sání do čerpadla pro různé hodnoty průtoku (Q_{opt} , $Q_{80\%}$ a $Q_{120\%}$). Následně byl zaznamenán bod, při kterém kavitace v oběžném kole způsobila pokles dopravní výšky o 3 %.



Obrázek 12: Srovnání tlakového zatížení čtyř-lopátkové a pěti-lopátkové variant (90% výšky kanálu); Q_{opt} .



Obrázek 13: Výsledná NPSH₃ charakteristika jednotlivých variant.

6 Závěr

Pomocí numerických simulací jednofázového proudění je možné velmi dobře srovnávat jednotlivé hydraulické návrhy. Stejně tak na základě tlakového zatížení lopatky je možné predikovat, která geometrická varianta bude vykazovat lepší kavitační vlastnosti. Pro potvrzení správnosti a získání přesnějších dat je však třeba provést dvoufázový výpočet. Také je nezbytné provést experiment a fyzicky si ověřit, zda-li reálný model bude skutečně odpovídat numerické simulaci.

Nové hydraulické návrhy axiálního čerpadla vykazují velmi dobrou účinnost v optimu a to více než 91 %, zároveň je splněna i podmínka zadané dopravní výšky. Je však nutné vzít do úvahy mírné snížení účinnosti díky mechanickým ztrátám v ložiscích a objemovým ztrátám v ucpávkách.

Oproti původní variantě se podařilo celkovou účinnost zvýšit téměř o 2,5 % v optimu. Navýšení účinnosti je patrné i v mimooptimálních bodech čerpadla. Největší pokrok je však v oblasti minimální sací výšky, kde se podařilo hodnotu NPSH₃ snížit až na hodnotu 5,5 m v optimálním průtoku, u obou variant. Čtyř-lopátková varianta vykazuje velmi nízkou sací výšku, ale v oblasti vyšších průtoků dochází dříve ke kavitačnímu stržení.

Největší pozornost byla věnována čtyřlopátkové variantě, která v závěru vykazovala horší kavitační vlastnosti. Takže stále zůstává poměrně velký prostor k další optimalizaci pěti-lopátkové varianty a možnému dalšímu zlepšení. Pozornost bude rovněž věnována optimalizaci rozváděcích lopatek, případně další experimenty s prodlužováním lopatky oběžného kola na vnější proudnici.

Nadcházející výzkum bude zaměřen na detekci lokálních nestabilit v NPSH₃ charakteristice. Zejména v rozsahu 60% – 80% průtoku v optimu. Zde může docházet k recirkulaci proudění na vstupu do oběžného kola, což má za následek nárůst NPSH₃ charakteristiky a zhoršení kavitačních vlastností.

Literatura

GÜLICH, Johann Friedrich. *Centrifugal Pumps* [online]. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014 [cit. 2018-05-10]. ISBN 978-3-642-40113-8.

BLÁHA, Jaroslav a Karel BRADA. *Hydraulické stroje: Technický průvodce*. 1. vyd. Praha: Nakladatelství technické literatury, 1992, 752 s. ISBN 80-03-00665-1.

Zwart, P.J., Gerber, A.G., Belamri, T., 2004. A Two-Phase Flow Model for Predicting Cavitation Dynamics, Proceedings of *International Conference on Multiphase Flow*, Yokohama, Japan.

Poděkování

Tato práce vznikla za podpory projektů CERIT Scientific Cloud (LM2015085) a CESNET (LM2015042) financovaných z programu MŠMT Projekty velkých infrastruktur pro VaVal.

Kontaktní adresa:

Ing. Jakub Stareček
CENTRUM HYDRAULICKÉHO VÝZKUMU spol. s r.o.
Jana Sigmunda 313, 783 49 Lutín
Ing. Lukáš Zavadil Ph.D.
CENTRUM HYDRAULICKÉHO VÝZKUMU spol. s r.o.
Jana Sigmunda 313, 783 49 Lutín

PRÚDENIE V ŠKARACH OBALOVÉHO PLÁŠŤA

ADELA PALKOVÁ, MILAN PALKO

Stavebná fakulta STU v Bratislave, Radlinského 11, 810 05 Bratislava

Abstract: This article is about condensation of vapour in cavity. Cavity running through external cladding. This problem is artificial of infiltration and exfiltration. Condensation grievous external cladding. Modeling was made in ANSYS software.

Keywords: Cavity, condensation, infiltration, exfiltration

1 Úvod

Prirodzené vetranie vnútorných priestorov je veľmi dôležité pre zdravie človeka. Stanovené je normou a je záväzným kritériom. Výmena vzduchu pre bytové priestory je definovaná číslom $n = 0,5$ (1/h). Určuje, aby polovica objemu miestnosti bola vymenená za 1 hodinu. Pre dodržanie hygienického kritéria o vetraní je nutnosťou zabezpečiť v obvodovom plášti perforácie. Vetracie otvory sa môžu nachádzať v rámci otvorových konštrukcií (oknách), prípadne v neotváracích častiach steny (vetracie štrbiny). Veľmi dôležitým faktorom ovplyvňujúcim platnosť požadovanej výmeny vzduchu je aerodynamika objektu. Spôsobuje infiltráciu alebo exfiltráciu v závislosti od gradienta tlaku medzi interiérom a exteriérom. Transport vzduchu vyvolaný týmito javmi unáša so sebou vlhkosť obsiahnutú vo vzduchu, ktorá prechádza cez konštrukciu prípadne v nej kondenzuje.

2 Prúdenie ovplyvnené vonkajšou aerodynamikou

Prúdenie vzduchu v dutine je determinované celkovou aerodynamikou budovy. Ak v ceste vzduchovému prúdu vetra stojí nejaká prekážka (budova), prúdenie vzduchu je na náveternej strane zastavené, na bočných stranách je zrýchlené a na zadnej strane sa tvoria víry. Tlak na náveternej strane je preto pozitívny a na ostatných stranách negatívny (satie). Môžeme teda povedať, že budova vo svojom okolí modifikuje vzduchový prúd a to nielen svojím tvarom, ale aj štruktúrou povrchov, geometriou prvkov prečnievajúcich z roviny fasády i fyzikálnymi vlastnosťami jej obalových konštrukcií (vzduchová priepustnosť). Rozloženie tlakov na budove opisuje aerodynamický koeficient externého tlaku C_{pe} . Tento indikuje tlak v danom mieste prúdenia vo vzťahu k dynamickému tlaku voľného vetra (Obr.1):

$$c_{pe} = \frac{p - p_0}{\frac{1}{2} \cdot \rho_0 v_{w,0}^2} \quad (4)$$

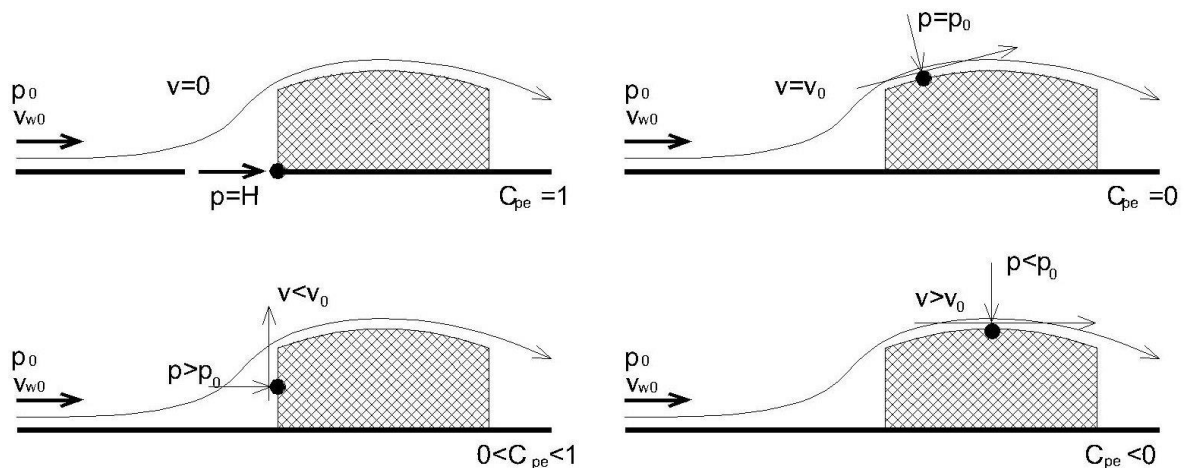
kde:

p je statický tlak v určitom bode prúdenia (Pa), kde rýchlosť prúdenia je v_w (m/s)

p_0 je statický tlak nerušeného prúdenia (Pa), kde rýchlosť prúdenia je $v_{w,0}$ (m/s)

ρ_{a0} je objemová hmotnosť nerušeného prúdenia vzduchu (kg/m³)

$v_{w,0}$ je rýchlosť nerušeného prúdenia (m/s)

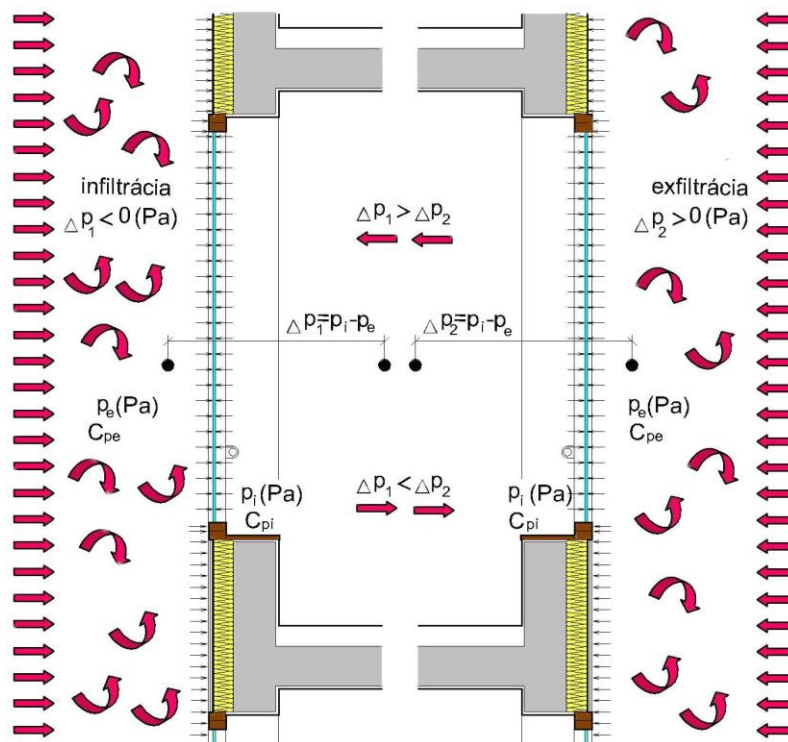


Obrázok 15 - Aerodynamický koeficient externého tlaku

Aerodynamický koeficient externého tlaku udáva teda hodnotu tlaku, ktorá pôsobí v smere normály na povrch budovy v dôsledku pohybu vzduchu, ktorý je v styku s jej povrchom. Môžeme ho získať meraním v aerodynamickom tuneli, alebo pre určité vzory prúdenia aj z literatúry. V súčasnosti napredujú a sú taktiež akceptovateľné počítačové simulácie CFD. Ak chceme zistiť čisté zaťaženie na časť povrchu budovy, musíme zobrať do úvahy tiež veľkosť a rozmer tlakového koeficienta pôsobiaceho na druhú stranu povrchu. Ak koeficient externého tlaku, ktorý vzniká z prúdiaceho toku vzduchu sme označili C_{pe} a koeficient interného tlaku označíme C_{pi} , potom celkový tlakový koeficient určíme vzťahom:

$$C_p = C_{pe} - C_{pi} \quad (2)$$

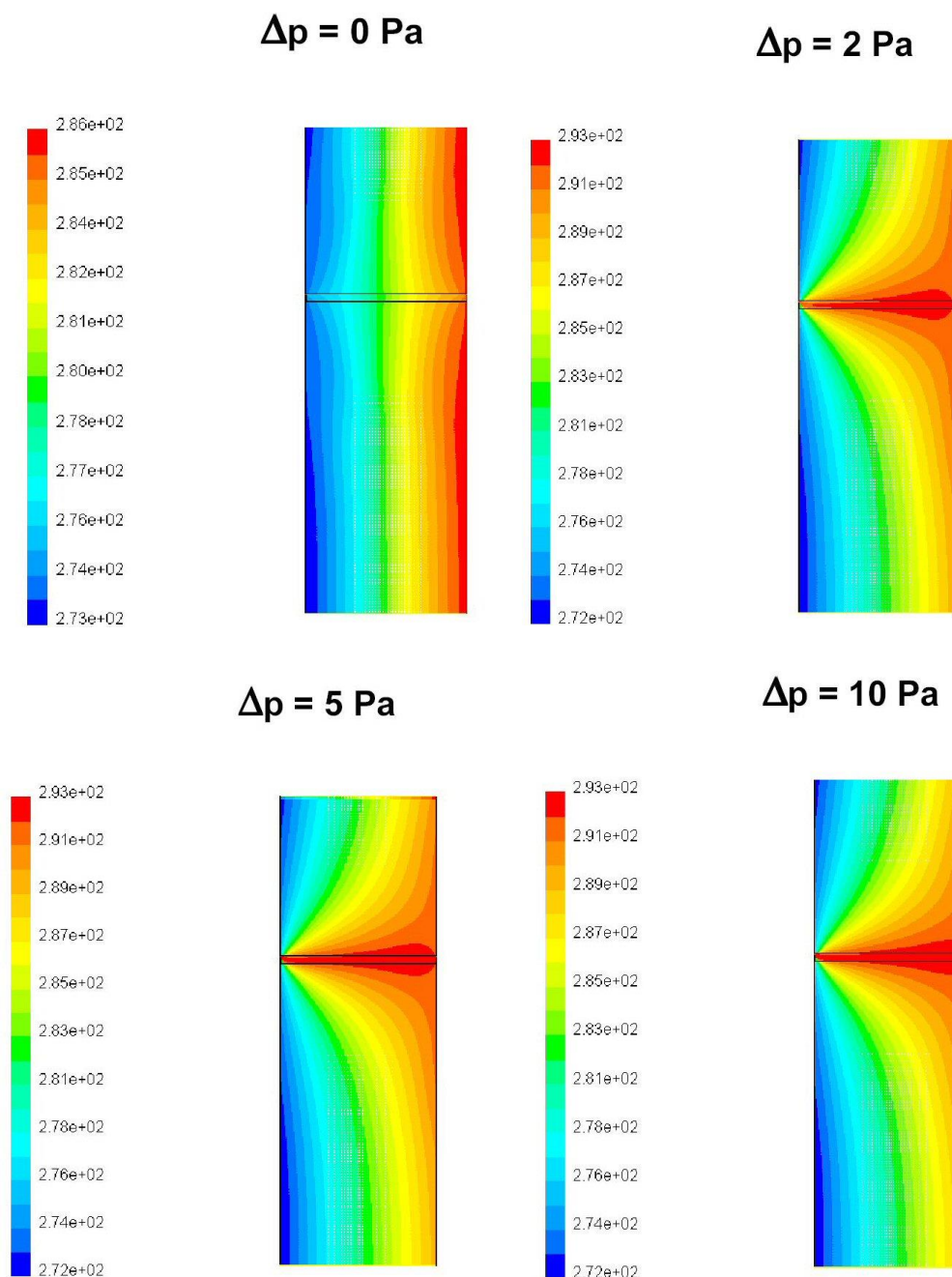
Výsledným efektom pôsobenia tlakových pomerov medzi interiérom a exteriérom je infiltrácia a exfiltrácia (Obr.2).



Obrázok 2 - Schéma pre aerodynamické zaťaženie fasády

3 Dôsledky prúdenia vzduchu v dutinách

Prúdenie chladného alebo zohriateho vzduchu v dutine ovplyvňuje rozloženie teplôt konštrukcie. Na Obr.3 je priebeh teplôt v konštrukcii steny. Okrajové podmienky steny boli nasledovné. V interiéri je teplota vnútorného vzduchu 20 °C a relatívna vlhkosť vzduchu 50%. V exteriéri je teplota -10 °C a relatívna vlhkosť vzduchu je 80 %. Veľkosť špáry prechádzajúcej cez konštrukciu je 6 mm. Ako aerodynamickú podmienku pôsobenia exteriérových tlakov na obvodový plášť sme si zvolili rozdiel tlakov medzi vnútrom a vonkajškom. Na Obr. 3 sú dokumentované výsledky pre rozdiel tlakov 0 a 10 Pa. Z obrázku je zrejmé, že prúdenie vzduchu v štrbine značne ovplyvňuje rozloženie teplôt.



Obrázok 3 - Plošné teplotné polia (K) pre uvedené rozdiely tlakov a štrbinu hrúbky 6mm.

Ako už bolo spomínané, pri zmene vonkajšieho rozloženia tlakov a satia dochádza tiež ku zmene infiltrácie a exfiltrácie. Týmto dochádza k prístupu teplejšieho vzduchu ku

chladnejším povrchom a vzniká kondenzát. Uvedená problematika sa stáva stále aktuálnejšia v stavebnej praxi. Na obr.4. je ukázaný prejav tohto problému pri okennej konštrukcii. Dôležitosť problému je zjavná.



Obrázok 4 - Prejav kondenzácie vodnej pary a vznik ľadu v konštrukcii okna

Literatura

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

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

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

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

Kontaktní adresa:

Ing. Adela Palková, PhD.

SLOVAK UNIVERSITY OF TECHNOLOGY in Bratislava, FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
Radlinského 11, 810 05 Bratislava, adela.palkova@stuba.sk

NUMERICAL FEM-BASED MODELING OF A GRADIENT MAGNETIC FIELD

P. FIALA², K. BARTUSEK¹, R. KADLEC¹, M. STEINBAUER¹

¹Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Brno University of Technology, Technicka 3082/12, 616 00 Brno, Czech Republic, ,
bartusek@feec.vutbr.cz, kadlec@feec.vutbr.cz, steinbauer@feec.vutbr.cz

²SIX Centre Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Brno University of Technology, Technicka 3082/12, 616 00 Brno, Czech Republic,
fialap@feec.vutbr.cz, tel.: +420 54114 6280, fax: +420 5 4114 6276

Abstract: The authors discuss a numerical model formed via the FEM to enable more accurate magnetic analysis of the electro-hydro-dynamic (EMHD) processes at the level of atoms. The pre-set spiral magnetic field creates specific EMG conditions for the physical adjustment of a large periodic system such as a water sample. The sample is considered a relatively homogeneous periodic structure (deionized, degassed, and distilled H₂O); inserting the liquid in a given magnetic field will affect the relevant bonds. In view of this fact, the aim of planned research is to deterministically characterize the behavior of a large periodic system, namely, that of atoms in a water molecule, and to record quantitatively the changes of such bonds in the examined water samples.

Keywords: Multiscale, FEM model, water, atoms, molecule, gradient field.

1 Introduction

Water with its anomalous physical and chemical properties outranks all other natural substances on the Earth. Multiple water molecules form a complex, dynamic cluster exhibiting a specific electromagnetic field distribution; this distribution then characterizes the macroscopic physical and chemical properties of water. Importantly, ever since the pioneering work of Rahman and Stillinger, Rahman A and Stillinger F H, J., 1971, the study of water via computer simulation methods has attracted considerable attention, see Ignatov, I., Mosin, O., 2013, Ikeshoji, T., Aihara, T., Ohno, K., Kawazoe, Y., 1996, Ohmine, I., Tanaka, H., 1993, Vostrikov, A.A., Drozdov, S.V., Rudnev, V.S., Kurkina L.I., 2006. The main procedures in studying such properties are a) computer simulation of water molecules arranged into compound structures (clusters); and b) setting the experimental measurement methods to evaluate the properties of water, exploiting diverse approaches based on various physical and chemical principles. An interesting aspect of water is the hydrogen bond, which can produce large dynamic networks; these are dynamic according to the related classic molecular dynamics calculation, Ikeshoji, T., Aihara, T., Ohno, K., Kawazoe, Y., 1996, Ohmine, I., Tanaka, H., 1993, Vostrikov, A.A., Drozdov, S.V., Rudnev, V.S., Kurkina L.I., 2006, Bakker, H.J., Kropman, M.F., Omta, A.W., 2005. Computer simulation methods are capable of complementing various experimental data on liquid water samples and aqueous solutions, Krishnan, M., Verma, A., Balasubramanian, S., 2001 Chaplin, M.F., 1999; these sources also suggest specific interpretations as regards the structure of water molecules. The hypotheses then may allow us to explain many of the anomalous properties of water, including its temperature. Further, several researchers, Elia, V., Niccoli, M., 2000, Elia, V., Marchettini, N., Napoli, E. and Tiezzi E., 2016, present experimental results concerning the physico-chemical properties (electrical conductivity and density) of pure, twice distilled water. After such iterative filtering, the electrical conductivity increased by two orders of magnitude, and the density showed variation in the fourth decimal digit. The papers outline the design of a geometrical model to form a special, spiral, "gradient" magnetic field, using a relevant analysis. The components of the magnetic field and the vector of magnetic flux density $\mathbf{B}$ exhibit a high degree of inhomogeneity, thus forming a gradient in the monitored portion of space. The analysis of the results obtained from the

relevant model indicates the magnetic field distribution, see Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010, and is instrumental for setting the conditions of prepared experiments, Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010,

2 FEM Numerical Model

Based on modeling FIALA, P.; DREXLER, P.; NESPOR, D.; URBAN, R., 2014, Fiala, P Szabo, Z Friedl, M., 2011, Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, Kadlec, R., Fiala, P., 2012, Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, NASSWETTROVA, A.; FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2015 the effects exerted by magnetic fields on the elementary particles of matter BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2007, BARTUŠEK, K.; FIALA, P.; BACHOREC, T.; KROUTILOVÁ, E., 2007, the adopted simulation procedure can be considered appropriate and suitable for capturing the influence of an external magnetic field on the EMHD processes in elementary particles of matter, FIALA, P., 2011. The fundamental force acting on the elements via an external electromagnetic (EMG) field having a non-zero electric charge q is written as

$$\mathbf{F} = q(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}), \quad (1)$$

where $\mathbf{B}$ is the vector magnetic flux density in the space of a moving electrically charged particle, q denotes the volume density, $\mathbf{v}$ represents the mean velocity of the charged particle, and $\mathbf{E}$ is the electric intensity vector. Then, the specific force $\mathbf{f}$ acting on the moving electrically charged particles with a charge q is

$$\mathbf{f} = \frac{d(N_q q)}{dV} (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}), \quad (2)$$

where N_q denotes the number of electrically charged particles, and V is the volume around the electric charges N_q . The dependence of the electrically charged particle q frequency on the values of the EMG field can be expressed as

$$\omega_p \approx \sqrt{\frac{q (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B})}{m_p x}}, \quad (3)$$

where x is the distance of an oscillating particle with an electric charge q , which moves and changes trajectory at a velocity $\mathbf{v}$, and m_p denotes the mass of an electrically charged particle in the EMG field. The numerical model will be derivable from the formulation of the reduced Maxwell's equations as

$$\text{rot } \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{B}), \quad \text{rot } \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{D}) \quad (4)$$

$$\text{div } \mathbf{B} = 0, \quad \text{div } \mathbf{D} = \rho, \quad (5)$$

where $\mathbf{H}$ is the magnetic field intensity vector, $\mathbf{J}$ the current density vector, and $\mathbf{D}$ the electric flux density vector. The material relationships for the macroscopic part of the model are represented by the formulas

$$\mathbf{B} = \mu_0 \mu_r \mathbf{H}, \quad \mathbf{D} = \epsilon_0 \epsilon_r \mathbf{E}, \quad (6)$$

where μ represents the quantity indexes of the permeabilities and permittivities, r denotes the quantity of the relative value, and 0 is the value of the quantity for vacuum. The relationship between the macroscopic and the microscopic (dynamics of particles in the electromagnetic field) parts of the model, see DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015, Fiala, P., Gescheidtova, E., Jirku, T., 2009, FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2016, DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015, is described by the relations of force action

on the individual electrically charged particles q in the electromagnetic field, and the effect is respected of the movement with velocity $\mathbf{v}$ of electrically charged particles on the surrounding electromagnetic field, according to Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017, Fiala, P. Werner, P. Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, DREXLER, P.; FIALA, P.; NESPOR, D.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015. We then have

$$\begin{aligned} \text{rot } \mathbf{E} &= -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{B}) - \frac{1}{\gamma} \text{rot} \left(\rho \mathbf{v} + j_c \rho \mathbf{u}_t + \mathbf{J} + \frac{\gamma}{q_e} \left(\frac{m_e d\mathbf{v}}{dt} + l\mathbf{v} + k \int_t \mathbf{v} dt \right) \right) \\ \text{rot } \mathbf{H} &= \gamma \mathbf{E} + \rho \mathbf{v} + \gamma(\mathbf{v} \times \mathbf{B}) + \frac{\gamma}{q_e} \left(\frac{m_e d\mathbf{v}}{dt} + l\mathbf{v} + k \int_t \mathbf{v} dt \right) + j_c \rho \mathbf{u}_t + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{D}). \end{aligned} \quad (7)$$

By applying the Galerkin method to find the functional minimum (as described in, for example, reference E. W. Weisstein, 2015) and considering the boundary conditions, we obtain the numerical model as a system of non-linear equations to be solved by standard methods in the ANSYS FEM system, ANSYS, 2018.

3 Numerical model analysis

In order to create conditions typical of the external magnetic field $\mathbf{B}$ in the numerical model characterized by the above formula (7), we set up a geometrical model according to Fig. 1. The task comprised two plastically modifiable permanent magnets (PM), Stratton, J. A., 1961, $\mathbf{M}_1$ and $\mathbf{M}_2$, whose magnetization was oriented as shown in Fig. 1. The magnetic field, preset in the indicated manner, then formed a spiral gradient magnetic field inside the configuration space; this latter field, Muscia, R., 2008, then acted on the microscopic model of matter, or the tested water sample (7), (12), (13), by influencing the dynamics of the moving components of matter having a velocity $\mathbf{v}$ and electric charge q . The magnetic field associated with the spiral arrangement of the permanent magnets was analyzed using Ansys APDL, ANSYS, 2018. The created mathematical model convenient for the EMHD setting (7) exhibited the geometrical parameters of $\phi R_1=150$ mm, $l=200$ mm. The static distribution of the magnetic field, namely, the module of magnetic flux density B , is presented in Fig. 2, on the surface of the cylinder illustrated in Fig. 1.

Following the analysis of the model, the magnetic field distribution was interpreted at multiple scales. The first, or global, one is shown in Fig. 2; the maxima of the module of magnetic flux density B are within units of [T]. At the second scale, the field distribution had to be selected such that the vicinity of the permanent magnets was captured; the corresponding units are those of [mT], Fig. 3. The third level to represent the magnetic field is within units of [μ T]. The properties and shape of the magnetic field in the majority volume of the cylinder can be outlined by drawing the vectors of magnetic flux density B , as indicated in, for example, Fig. 4.

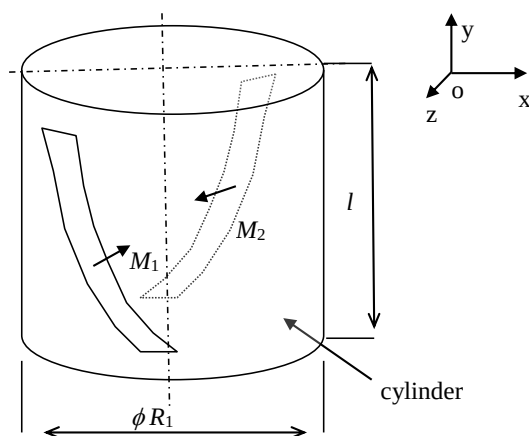


Fig. 1 A geometrical model of the spiral arrangement of the PMs in a cylinder.

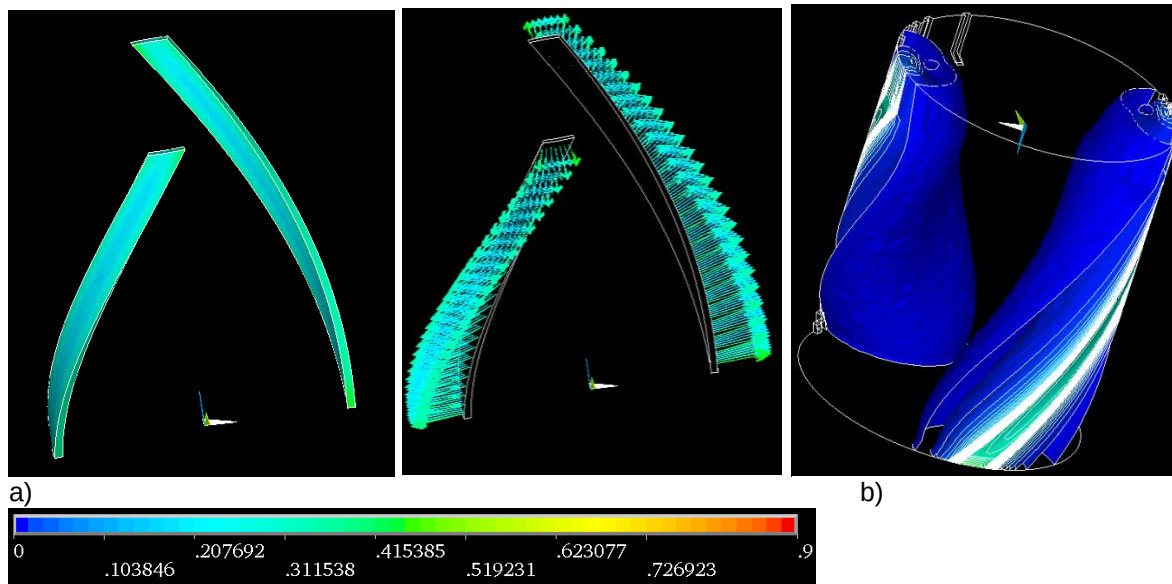


Fig. 2 The evaluation of the magnetic flux density module $B[T]$ in the modeled spiral arrangement of the permanent magnets: a) the region of the permanent magnets; b) the region near the permanent magnets in a cylinder.

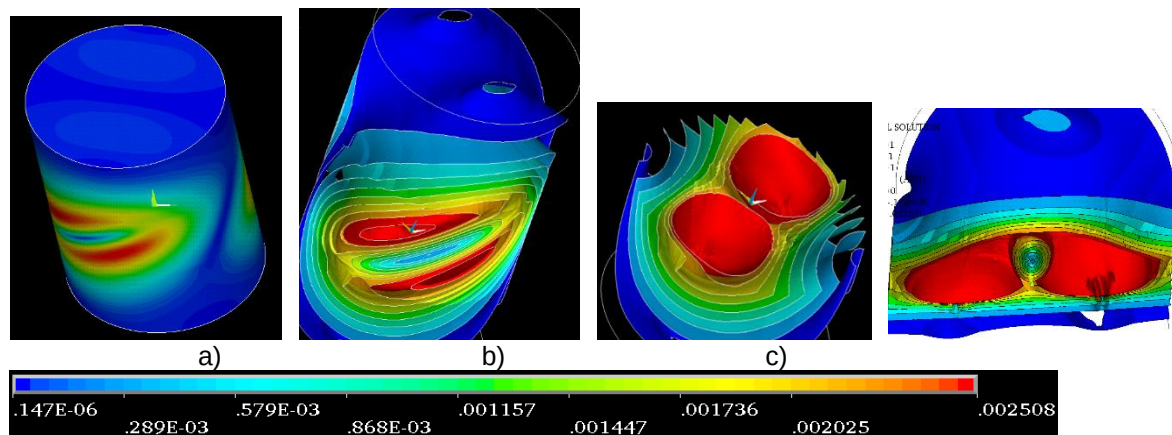


Fig. 3 The evaluation of the magnetic flux density module $B[T]$ in the modeled spiral arrangement of the permanent magnets, related to the surface of the cylinder: a) the surface of the cylinder; b) the vicinity of the surface, or the remote region with respect to the magnets.

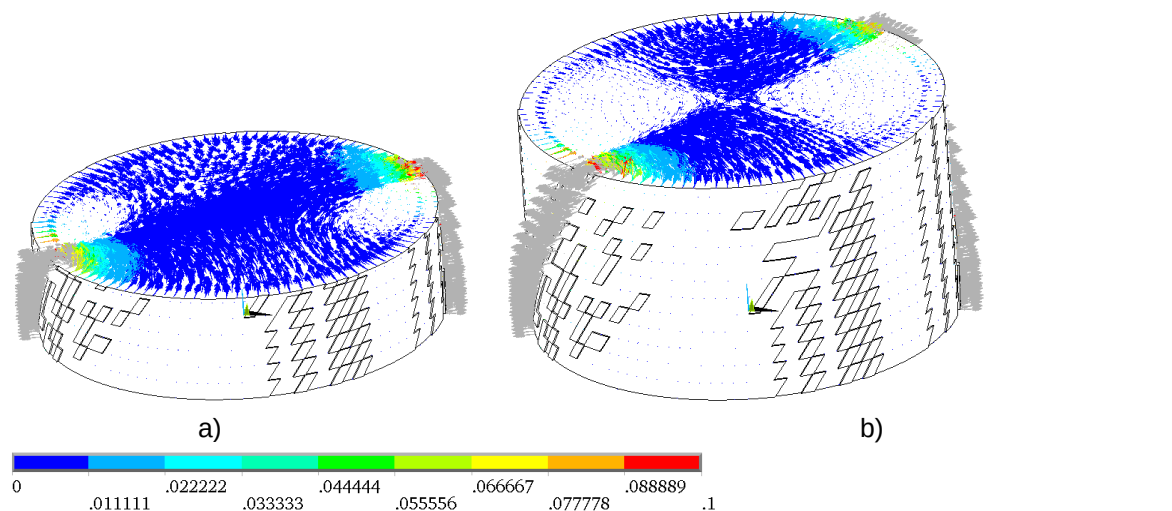


Fig. 4 The evaluation of the magnetic flux density vector $B[T]$ in the modeled spiral arrangement of the permanent magnets, related to the volume of the cylinder: a) at one third of the cylinder height; b) at one half of the cylinder height.

If there is a moving element of the system in the model with a scale difference, it becomes easier to describe the state and effect of the superposed electromagnetic field by expressing the time flux density τ . The time flux can be different or inhomogeneous in parts of the area Ω . It is then possible to write

$$t = \iint_{\Gamma} \tau \cdot d\mathbf{S} . \quad (8)$$

After extending the expression with the time flux density for the Cartesian coordinate system o, x, y, z , we have

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{dt}{dydz} \mathbf{u}_x + \frac{dt}{dzdx} \mathbf{u}_y + \frac{dt}{dxdy} \mathbf{u}_z \\ \tau &= \frac{1}{v_x(t)dx} \mathbf{u}_x + \frac{1}{v_y(t)dy} \mathbf{u}_y + \frac{1}{v_z(t)dz} \mathbf{u}_z , \end{aligned} \quad (9)$$

where $\mathbf{u}_x, \mathbf{u}_y, \mathbf{u}_z$ are the base vectors of the coordinate system. The time density depends on the instantaneous velocity of the particle motion in the quantum mechanical model and on the element of length $d\ell$. Then, for the motion of the electrically charged particle along the element of the closed curve $d\ell$ (according to the microscopic interpretation), it is possible to write

$$\frac{\mathbf{E}}{q_e} d\ell = (\boldsymbol{\tau}^{-1} \times \mathbf{B}) \text{ in } \Omega.$$

$$E_x dy \mathbf{u}_z + E_x dz \mathbf{u}_y = v_y dz B_y \mathbf{u}_z - v_y dz B_z \mathbf{u}_y , \quad (10)$$

For the τ_x , the Poynting vector equals

$$\boldsymbol{\Pi} = \mathbf{u}_y \left((v_y B_z - v_z B_y) (v_y D_x) \right) + \mathbf{u}_z \left((v_y B_z - v_z B_y) (v_z D_x) \right) \quad (12)$$

$$E_x H_y \mathbf{u}_z - E_x H_z \mathbf{u}_y = \mathbf{u}_y \left((v_y B_z - v_z B_y) (v_y D_x) \right) + \mathbf{u}_z \left((v_y B_z - v_z B_y) (v_z D_x) \right) . \quad (13)$$

Generally, if an electrically charged particle moves in a magnetic field having a magnetic flux density B , and if the dimensions of the area Ω are many times larger than the electrically charged particle or groups of particles, we need to consider the question of how the motion of the particle is influenced and what the observable oscillation changes are, namely, the time flux density changes in parts of the area Ω . In the model of matter, the charged particles move in a nuclear structure, and their motion dynamics are changed by an external magnetic field.

A simple material heating test can demonstrate the influence of an external magnetic field on the elementary model of matter, using the thermodynamics law. We tested basic variants of the state of the macroscopically interpreted distribution of an external magnetic field having a magnetic flux density B , Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁCA, J.; DOHNAL, P., 2017, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016; the actual cycle was performed utilizing the results obtained from previous experiments, RODA, O., GARZON, I., CARRIEL, V., et al., 2011.

4 Conclusion

The results of the FEM-based numerical analysis that examined the setting of the magnetic bands (permanent magnets) revealed a non-trivial gradient distribution of the magnetic field in the monitored space, assuming both the qualitative and the quantitative perspectives. Importantly, the distribution of the quantities (the magnetic flux density B) has to be monitored at different levels to capture and describe the shaping of the field

components. Based on the analyses of the numerical model, we set up an experimental device that is currently being used for the testing of the water samples and the measurement of their macroscopic physical properties, including, for example, the electric conductivity or the drops surface tension.

Acknowledgement:

The research was financed from 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 Centre was used.

REFERENCES

- ANSYS, 2018, *Ansys Multiphysics Manuals*, Ansys,(1994-2018), Houston, USA.
- Bakker, H.J., Kropman, M.F., Omta, A.W., 2005, *Effect of ions on the structure and dynamics of liquid water*, J Phys: Condensed Matter 17: 3215-3224, 2005.
- BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2007, *A Simple Numerical Simulation of Internal Structure of Particles Test*. In Progress in Electromagnetics Research Symposium (PIERS 2007). Progress In Electromagnetics. 2007. s. 565-568. ISBN: 978-1-934142-00- 4. ISSN: 1559-9450.
- BARTUŠEK, K.; FIALA, P.; BACHOREC, T.; KROUTILOVÁ, E., 2007, *Numerical Modeling of Accuracy of Air Ion Field Measurement*. In Progress in Electromagnetics Research Symposium (PIERS 2007). Progress In Electromagnetics. 2007. s. 578-581. ISBN: 978-1-934142-00- 4. ISSN: 1559- 9450.
- BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁČA, J.; DOHNAL, P. , 2017, *The Effect of a Spiral Gradient Magnetic Field on the Ionic Conductivity of Water*. *Water*, 2017, roč. 9, č. 9, s. 1-8. ISSN: 2073-4441.
- Krishnan, M., Verma, A., Balasubramanian, S., 2001, Proc. Indian Acad. Sci.(Chem. Sci.), Vol. 113, Nos 5 & 6, October–December, 579–590, 2001.
- Chaplin, M.F., 1999, *A proposal for the structuring of water*, Biophysical Chemistry 83, 211-221, 1999.
- Elia, V., Niccoli, M., 2000, *New physico-chemical properties of water induced by mechanical treatments*. J Therm Anal Calor 61: 527-537, 2000.
- Elia, V., Marchettini, N., Napoli, E. and Tiezzi E., 2016, *Nanostructures of Water Molecules in Iteratively Filtered Water*, *Water* 7, 147-157, April 20th, 2016.
- Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010, *Magnetoinductive Lens for Experimental Mid-field MR Tomograph*, Piers 2010 Cambridge: Progress in Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Vols 1 and 2 Pages: 1047-1050.
- Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010, *Determination of preemphasis constants for eddy current reduction*, MEASUREMENT SCIENCE AND TECHNOLOGY, Volume: 21 Issue: 10 A. Nu.: 105601, 2010.
- 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., 2011, *Pulse- powered virtual cathode oscillator*. Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation, 2011, roč. 18, č. 4, s. 1046-1053. ISSN: 1070- 9878.

Fiala, P., Drexler, P., Nespore, D., 2014, *Principal tests and verification of a resonance-based solar harvester utilizing micro/nano technology*, Conference on Smart Sensors, Actuators and MEMS within the SPIE EUROPE Symposium on Microtechnologies, MICROSYSTEM TECHNOLOGIES-MICRO-AND NANOSYSTEMS-INFORMATION STORAGE AND PROCESSING SYSTEMS, FRANCE Volume 20, Issue, 4-5, Special Issue 845-860, APR 2014.

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., Gescheidtova, E., Jirku, T., 2009, *Tuned Structures for Special THz Applications*, Progress in Electromagnetics Research Symposium (PIERS 2009), Beijing, PEOPLES R CHINA, MAR 23-27, pp: 151-155, 2009.

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.

Fiala, P Szabo, Z Friedl, M., 2011, *EMHD Models Respecting Relativistic Processes of Trivial Geometries*, Progress In Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Suzhou, China, Sept. 12-16, 2011.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017, *Periodical structures and multiscale modelling*, Progress In Electromagnetics Research Symposium - Spring (PIERS), St. Petersburg, 2017, pp. 1698-1703.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, *Using a multiscale toroidal element to model a hydrogen atom*, Progress in Electromagnetics Research Symposium - Fall (PIERS - FALL), Singapore, 2017, pp. 956-960.

Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P. , 2013, *The effect of a magnetic field on the speed of temperature change*, Progress In Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Stockholm, Sweden, Aug. 12-15, 2013.

Ikeshoji, T., Aihara, T., Ohno, K., Kawazoe, Y., 1996, *Ab-initio Molecular Dynamics Simulation of Water Clusters*, Sci. Rep. RITU A41 (1996) pp. 175-182

Kadlec, R., Fiala, P., 2012, *The Response of Layered Materials to EMG Waves from a Pulse Source*, Progress In Electromagnetics Research M, 2015, vol. 42, no 1, s. 179-187. 2015.

Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, *An Investigation of Techniques for the Infrared-to-Visible Spectrum Transformation*, In Electromagnetics Research Symposium PIERS 2016 Prague. Progress In Electromagnetics. Cambridge, MA, USA: The Electromagnetics Academy, pp. 2724 - 2727, 2016.

Muscia, R., 2008, *Equivalent magnetic charge in helicoidal magnets*, J. Appl. Phys. 104, 103916 (2008); doi: 10.1063/1.2975154, View online: <http://dx.doi.org/10.1063/1.2975154>

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.

Ohmine, I., Tanaka, H., 1993, Chem. Rev., 93, 2545, 1993.

Rahman A and Stillinger F H, J., 1971, Chem. Phys. 55, 3336, 1971.

Ignatov, I., Mosin, O., 2013, *Structural Mathematical Models Describing Water Clusters*, Mathematical Theory and Modeling, Vol.3, No.11, 2013.

RODA, O., GARZON, I., CARRIEL, V., et al., 2011, *Biological effects of low-frequency pulsed magnetic fields on the embryonic central nervous system development. A histological and histochemical study*, Histology and Histopathology, 26 (7), pp. 873-881, 2011.

Stratton, J. A., 1961, *Electromagnetic field theory*. Praha, CZ: SNTL, 1961.

<http://mathworld.wolfram.com/GalerkinMethod.html> (1 April 2015).

VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, *The Influence of a Static Magnetic Field on the Behavior of a Quantum Mechanical Model of Matter*. MEASUREMENT, Journal of the International Measurement Confederation (IMEKO), 2017, roč. 1, č. 96, s. 18-23. ISSN: 0263-2241.

VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016, *Numerical Analysis of a Static Magnetic Field in Testing the Character of a Quantum Mechanical Model of Matter*. In *24th SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2016*. Brno: SVS FEM spol. s r.o., 2016. s. 171-180. ISBN: 978-80-905525-3- 1.

Vostrikov, A.A., Drozdov, S.V., Rudnev, V.S., Kurkina L.I., 2006, *Molecular dynamics study of neutral and charged water clusters*, Computational Materials Science 35, 254–260, 2006.

Weisstein, E. W., 2015, Galerkin Method, MathWorld, 28 March 2015.

Contact address:

prof. Ing. Pavel Fiala, Ph.D. ²,

prof. Ing. Karel Bartušek, DrSc. ¹,

Ing. Radim Kadlec, Ph.D. ¹

assoc.prof. Ing. Miloslav Steinbauer, Ph.D. ¹

¹SIX centre: Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic.

²Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic; <http://www.utee.feec.vutbr.cz>.

fialap@feec.vutbr.cz, bartusek@feec.vutbr.cz, kadlec@feec.vutbr.cz, steinbauer@feec.vutbr.cz,

EMG FIELD MODELING IN MICROSCOPIC MATERIALS

P. FIALA², K. BARTUSEK¹, T. KRIZ¹, R. KADLEC¹

¹Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Brno University of Technology, Technická 3082/12, 616 00 Brno, Czech Republic,
bartusek@stud.feec.vutbr.cz, krizt@feec.vutbr.cz, kadlec@feec.vutbr.cz

²SIX Centre Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Brno University of Technology, Technická 3082/12, 616 00 Brno, Czech Republic,
fialap@feec.vutbr.cz, tel.: +420 54114 6280, fax: +420 5 4114 6276

Abstract: The paper presents an experimental model, numerical modeling, and measurement of a material inserted in various types of magnetic field. The model accepts the time component of an electromagnetic field from the perspective of the properties of matter. In micro- and nanoscopic objects, such as the basic elements of matter, the effect of an external magnetic field on the growth and behavior of the matter system needs to be evaluated. Within our research, the applied experimental model based on a description of the given electromagnetic field was tested in a comprehensive manner, and we also extended the monitored quantities to include various flux densities. Experiments were conducted with the growth properties of simple biological and live samples in pre-set external magnetic fields.

Keywords: EMG field, external magnetic field, time flux density, relativity.

1 Introduction

The article outlines the electromagnetic (EMG) field parameters for the parametric description of the growth properties of simple tissue structures in relation to a present external magnetic field; the results of the research are to clarify the effects of magnetic (geomagnetic) field changes on such cultures. The papers RODA, O., GARZON, I., CARRIEL, V., et al., 2011, ELAHEE, K. B., POINAPEN, D., 2006, DOMINGUEZ, P. A., HERNANDEZ, A. C., CRUZ, O. A., et al., 2010 discuss various approaches to the investigation of an external magnetic field on the surrounding environment.

According to an earlier study, Montgomery, D Turner, L., 1981, a strong external magnetic field introduces a basic anisotropy into incompressible magneto-hydrodynamic turbulence. The conclusion is reached that the turbulent spectrum splits into two parts: an essentially two-dimensional spectrum with both the velocity field and the magnetic fluctuations perpendicular to the magnetic field, and a generally weaker and more nearly isotropic spectrum of Alfvén waves. The influence of an external magnetic field on a biological system including nanoparticles is then analyzed, together with the activation of such a system, in article Bachelet-Violette, L., Silva, A. K. A, Marie, M., Michel, A., Brinza, O., et al., 2014.

The results of the research into the influence of external magnetic fields are presented within a large number of sources, such as those that discuss the modeling of matter based on quantum theory, Yang Sun, Yuguang Chen, and Hong Chen, 2003 ; the referenced article investigates the thermal entanglement in the two-qubit Heisenberg XY model with a nonuniform magnetic field, and the authors find that the entanglement and the critical temperature TC may be enhanced under a nonuniform magnetic field. A paper by Charles B. Grissom, 1995, then attempts to clarify the mechanism of the influence of an external magnetic field on radical-pair (RP) recombination from the perspective of a chemical model for the description of the sample properties.

Similarly to our previous experiments, Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, BARTUŠEK, K.;

MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁČA, J.; DOHNAL, P. , 2017, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016, we tested the proposed numerical model and measured the material heating speed; further, a method was designed for the accurate verification of heating speed changes depending on the external magnetic field. The present paper proposes, among other aspects, a very detailed analysis of the influence of a magnetic field upon inanimate objects, considering also the relevant impact on live organisms; associated details are available from several sources, in particular Reshetnyak, S.A., Shcheglov, V. A., Blagodatskikh, V. I. et al, 1996.

2 The electromagnetic field and a model of moving electric charges

When verifying the applied experimental electromagnetic hydrodynamic model, we measured the temperature change of a copper sensor in a stationary homogeneous and gradient magnetic field. More than 10 times, the given sample was cooled down to the nitrogen boiling point (-195.80°C to 77.35 K); the sample was then removed at the pre-selected time and subsequently heated in another area to the temperature of -20 °C. Using the measuring apparatus and 3 temperature sensors (1 sensor measuring the temperature of the sample and 2 others to measure the ambient temperature), we recorded the temperature change in the sample and the required heating time. This experiment was repeated with four magnetic fields.

In a numerical model based on distributed parameters of the electromagnetic field, it is possible to use partial differential equations in conjunction with the electromagnetic field theory to formulate a coupled model with concentrated parameters (in our case, particles), as proposed within Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P. , 2013, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁČA, J.; DOHNAL, P. , 2017, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016. The details of the experimental model, Fiala, P Szabo, Z Friedl, M., 2011, including the relative time density τ (Fig. 1) are analyzed herein. The relationship between the macroscopic and the microscopic (dynamics of particles in the electromagnetic field) parts of the model is described by the relations of force action on the individual electrically charged particles in the EMG field, and the effect is respected of the movement of the electrically charged particles on the surrounding electromagnetic field, where $\mathbf{B}$ is the magnetic flux density vector in the space of a moving electrically charged particle with the volume density ρ ; $\mathbf{v}$ is the mean velocity of the particle, $\mathbf{v} = d\mathbf{s}/dt$; $\mathbf{s}$ denotes the position vector from the beginning of the coordinate system o ; t is the time; $\mathbf{E}$ represents the electric intensity vector; and Ω is the definition region of the independent variables and functions. The properties of the area Ω are described by the mutual relationship between the intensities and inductions as defined by

$$\text{rot } \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{B}), \quad \text{rot } \mathbf{H} = \mathbf{J} + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{D}) \quad (1)$$

$$\text{div } \mathbf{B} = 0, \quad \text{div } \mathbf{D} = \rho, \quad (2)$$

where $\mathbf{H}$ is the magnetic field intensity vector, $\mathbf{J}$ the current density vector, and $\mathbf{D}$ the electric flux density vector. The material relationships for the macroscopic part of the model are represented by the formulas

$$\mathbf{B} = \mu_0 \mu_r \mathbf{H}, \quad \mathbf{D} = \varepsilon_0 \varepsilon_r \mathbf{E}, \quad (3)$$

where μ represents the quantity indexes of the permeabilities and permittivities, r denotes the quantity of the relative value, and 0 is the value of the quantity for vacuum. The relationship between the macroscopic and the microscopic (dynamics of particles in the electromagnetic field) parts of the model, DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015, Fiala, P., Gescheidtova, E., Jirku, T, 2009, FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2016, is described by the relations of force

action on the individual electrically charged particles in the electromagnetic field, and the effect is respected of the movement of electrically charged particles on the surrounding electromagnetic field according to Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, Fiala, P., Werner, P., Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017, DREXLER, P.; FIALA, P.; NESPOR, D.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015:

$$\begin{aligned} \text{rot } \mathbf{E} &= -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{B}) - \frac{1}{\gamma} \text{rot} \left(\rho \mathbf{v} + j_c \rho \mathbf{u}_t + \mathbf{J} + \frac{\gamma}{q_e} \left(\frac{m_e d\mathbf{v}}{dt} + l\mathbf{v} + k \int_t \mathbf{v} dt \right) \right) \\ \text{rot } \mathbf{H} &= \gamma \mathbf{E} + \rho \mathbf{v} + \gamma(\mathbf{v} \times \mathbf{B}) + \frac{\gamma}{q_e} \left(\frac{m_e d\mathbf{v}}{dt} + l\mathbf{v} + k \int_t \mathbf{v} dt \right) + j_c \rho \mathbf{u}_t + \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} + \text{rot}(\mathbf{v} \times \mathbf{D}). \end{aligned} \quad (4)$$

The coupling of both models is formulated using both equation (5) and the formula

$$q_e (\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}) + \frac{q_e}{\gamma} \left(\rho \mathbf{v} + j_c \rho \mathbf{u}_t - \frac{\partial(\varepsilon \mathbf{E})}{\partial t} \right) = \frac{m_e d\mathbf{v}}{dt} + l\mathbf{v} + k \int_t \mathbf{v} dt. \quad (5)$$

The known quantities are magnetic flux ϕ , current flux I , and electric flux having the magnitude q :

$$\phi = \iint_{\Gamma} \mathbf{B} \cdot d\mathbf{S}, \quad I = \iint_{\Gamma} \mathbf{J} \cdot d\mathbf{S}, \quad q = \iint_{\Gamma} \mathbf{D} \cdot d\mathbf{S}, \quad (6)$$

where $\mathbf{S}$ is the vector of the oriented boundary (in a 3D model of the plane), and Γ denotes the boundary of the area Ω , in which the flux is evaluated; see FIALA, P.; DREXLER, P.; NESPOR, D.; URBAN, R., 2014, Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010, Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010, Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., Szabo, Z., Mikulka, J., Polivka, J., 2016, Fiala, P., Jirku, T., Drexler, P., et al., 2010, Fiala, P., Werner, P., Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, NASSWETTROVA, A.; FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2015, Kadlec, R., Fiala, P., 2012, Kadlec, R., Roubal, Z., Fiala, P., Kroutilova, E., 2012, Fiala, P., Werner, P., Osmera, P. and Dohnal, P., 2017.

If there is a moving element of the system in the model with a scale difference expressed in orders, it becomes easier to describe the state and effect of the superposed electromagnetic field by expressing the time flux density τ . The time flux can be different or inhomogeneous in parts of the area Ω . It is then possible to write

$$t = \iint_{\Gamma} \tau \cdot d\mathbf{S}. \quad (7)$$

After expanding the expression with the time flux density for the Cartesian coordinate system o, x, y, z , we have

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{dt}{dydz} \mathbf{u}_x + \frac{dt}{dzdx} \mathbf{u}_y + \frac{dt}{dxdy} \mathbf{u}_z \\ \tau &= \frac{1}{v_x(t)dx} \mathbf{u}_x + \frac{1}{v_y(t)dy} \mathbf{u}_y + \frac{1}{v_z(t)dz} \mathbf{u}_z, \end{aligned} \quad (8)$$

where $\mathbf{u}_x, \mathbf{u}_y, \mathbf{u}_z$ are the base vectors of the coordinate system. The time density depends on the instantaneous velocity of the particle motion in the quantum mechanical model and on the element of length $d\Box$. Then, for the motion of the electrically charged particle along the element of the closed curve $d\Box$ (according to the microscopic interpretation), it is possible to write

$$f(\mathbf{E} \times d\ell) = g(\tau^{-1} \times \mathbf{B}),$$

$$\frac{\mathbf{E}}{q_e} d\ell = (\tau^{-1} \times \mathbf{B}) \text{ in } \Omega. \quad (9)$$

$$E_x dy \mathbf{u}_z + E_x dz \mathbf{u}_y = v_y dz B_y \mathbf{u}_z - v_y dz B_z \mathbf{u}_y, \quad (10)$$

For the τ_x , the Poynting vector equals

$$\mathbf{II} = \mathbf{u}_y \left((v_y B_z - v_z B_y)(v_y D_x) \right) + \mathbf{u}_z \left((v_y B_z - v_z B_y)(v_z D_x) \right) \quad (11)$$

$$E_x H_y \mathbf{u}_z - E_x H_z \mathbf{u}_y = \mathbf{u}_y \left((v_y B_z - v_z B_y)(v_y D_x) \right) + \mathbf{u}_z \left((v_y B_z - v_z B_y)(v_z D_x) \right). \quad (12)$$

Generally, if an electrically charged particle moves in a magnetic field having a magnetic flux density $\mathbf{B}$, and if the dimensions of the area Ω are many times larger than the electrically charged particle or groups of particles, it is necessary to consider the question of how the motion of the particle is influenced and what the observable oscillation changes are, namely, the time flux density changes in parts of the area Ω . In the model of matter, the charged particles move in a nuclear structure, and their motion dynamics are changed by an external magnetic field.

Thus, a simple material heating test can be carried out to demonstrate the influence of an external magnetic field on the elementary model of matter, using the thermodynamics law. We tested four basic variants of the state of the macroscopically interpreted distribution of the external magnetic field having a magnetic flux density B , Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁCA, J.; DOHNAL, P., 2017, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016. Using the results obtained from the first experiments, RODA, O., GARZON, I., CARRIEL, V. et al., 2011, we designed an exact technique for measuring the temperature change in the examined copper sample (Fig. 2).

The conditions for the setting of the external magnetic field were taken over from the first experiment and then extended with a fourth setup:

1. The external magnetic field exhibits **low values-A** of magnetic flux density B , and its distribution is homogeneous on the microscopic scale. We then have $B = \min$ (Earth's magnetic field), $\partial B_x / \partial x = 0$, $\partial B_y / \partial y = 0$, and $\partial B_z / \partial z = 0$ in at least one direction of the coordinate system and respecting the curl character of the field.

2. The external magnetic field exhibits **higher values-B** of magnetic flux density B , and its distribution is homogeneous on the microscopic scale. We then have $B = \max$, $\partial B_x / \partial x = 0$, $\partial B_y / \partial y = 0$, and $\partial B_z / \partial z = 0$ in at least one direction of the coordinate system and respecting the curl character of the field.

3. The external magnetic field is **inhomogeneous-C** on the macroscopic scale. We then have $\partial B_x / \partial x \neq 0$, $\partial B_y / \partial y \neq 0$, and $\partial B_z / \partial z \neq 0$, respecting the curl character of the field.

4. The external magnetic field exhibits **higher values and gradient-D** on the macroscopic scale. We then have $B = \max$, $\partial B_x / \partial x \neq 0$, $\partial B_y / \partial y \neq 0$, and $\partial B_z / \partial z \neq 0$, respecting the curl character of the field.

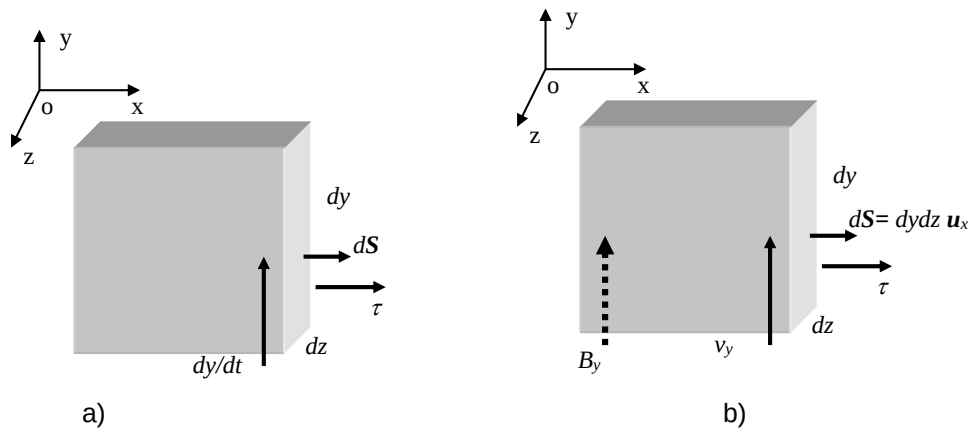


Fig. 1. The schematic quantities to express a) the time flux density τ , and b) the external EMG field.

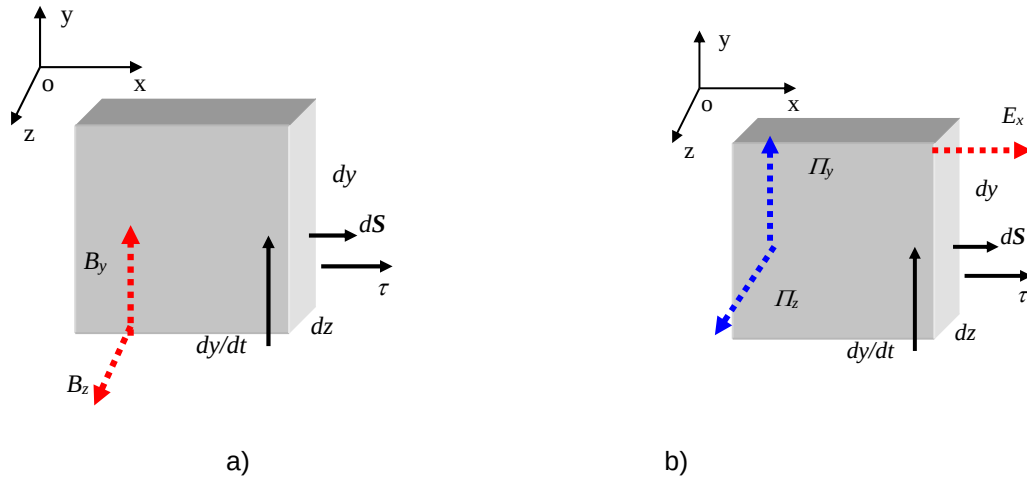


Fig. 2. The schematic quantities from formula (8) to express a) the function g ; and b) the function f , Poynting vector Π .

3 Numerical model analysis

In accordance with Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P., 2013, we used a simple analysis, ANSYS manuals, 2018, of the applied FeNdB permanent magnet blocks having the dimensions of 10x25x50 [mm], surface magnetic flux density of $B_r = 1.1 - 1.2$ [T], and intensity of $H_{co} = 750 - 1350$ [kA/m]. During the experiment, an element evaluating the observed macroscopic behavior of matter was inserted in the inhomogeneous magnetic field areas, Fig. 3-Fig. 6.

4 Experiments

The verification of the difference in the properties of the microscopic model of matter under the pre-defined condition of the external magnetic field was performed using a copper element (cube) having the dimensions of 10x10x10 [mm], Fig. 7. A stainless steel wire of 1 mm in diameter attached to the cube facilitated all types of mechanical manipulation with the object. The temperature of the examined Cu cube was measured with a PT100 sensor (Heraeus MR828) of 3 [mm] in diameter placed inside the element. First, the cube was cooled down to -193°C ; subsequently, after the temperature had stabilized, we heated the object to the ambient temperature of 20°C . The heating period was measured repeatedly, starting from -185°C and gradually rising to $+10^{\circ}\text{C}$.

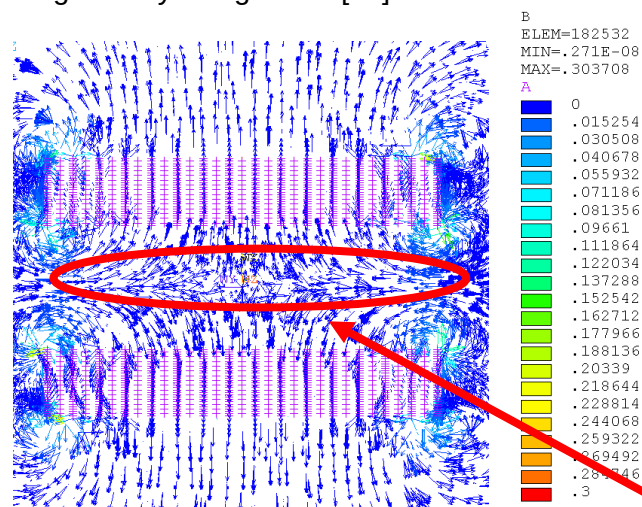


Fig. 3. The permanent magnet configuration: a weakly homogeneous field, low values-A.

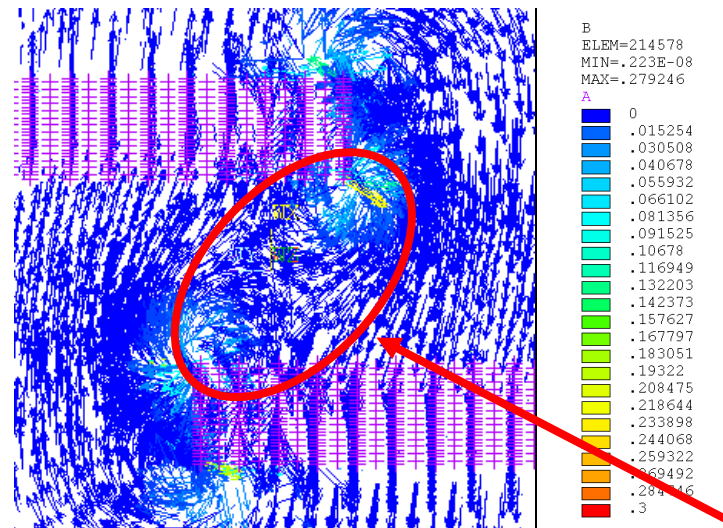


Fig. 4. The permanent magnet configuration: an inhomogeneous magnetic field-C.

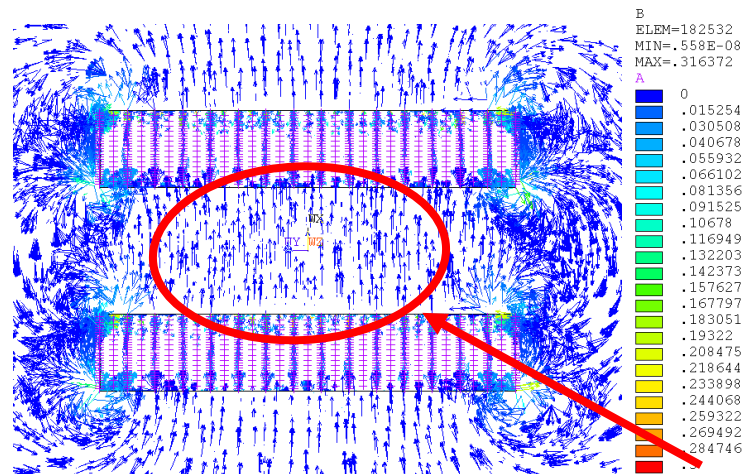


Fig. 5. The permanent magnet configuration: a higher values magnetic field-B.

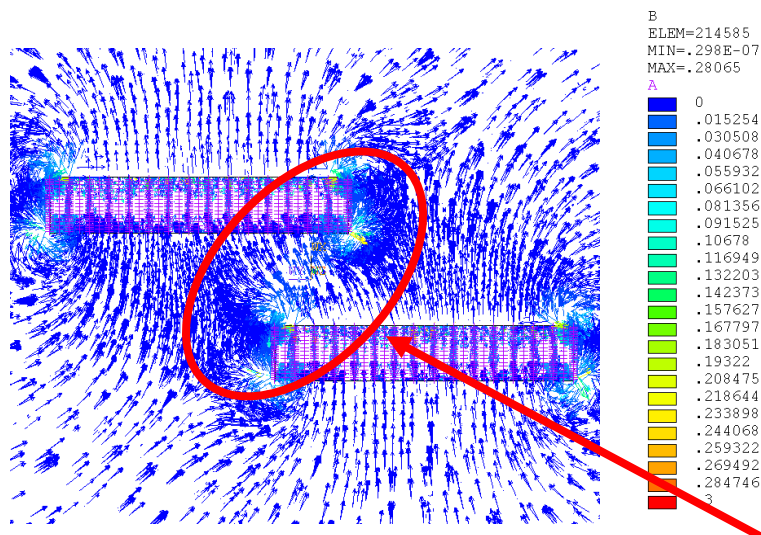


Fig. 6. The permanent magnet configuration: a higher values and gradient strong magnetic field-D.



Fig. 7. The measured Cu cube (10x10x10 mm) with a PT100 sensor.

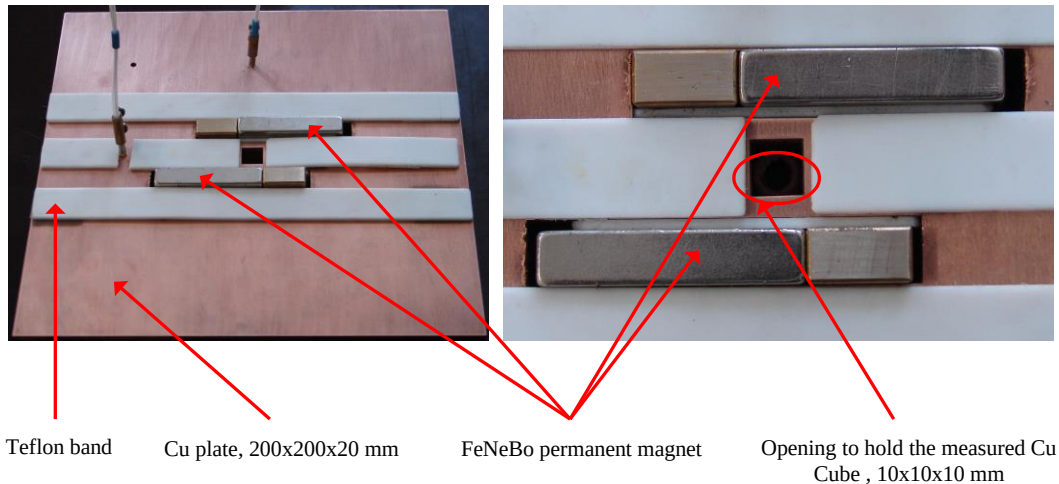


Fig. 8. The detailed configuration of the experiment.

The above limits had been chosen with respect to suppressing the systematic measurement error in the experiment; the actual experiment is shown in Fig. 2. The Cu cube was heated through a copper block having the dimensions of 200x200x20 [mm]; this block exhibited a sufficient thermal capacity, and its temperature increased by less than 1[oC] during the experiments.

Bores of 10x10 [mm] and 74x12 [mm] were made in the Cu plate to allow the insertion of the cube and the permanent magnets, respectively, with the distance of 18 [mm] between the bores (Fig. 8). In the related experiments, we used FeNdB permanent magnet blocks having the dimensions of 10x25x50 [mm] and exhibiting the surface magnetic flux density of $B_r = 1.2$ [T] and intensity of $H_{co} = 850$ [kA/m]. The seating of the permanent magnets in the Cu block grooves (Fig. 8) facilitated the formation of three types of magnetic field with a flux density B and angle ϕ , Fig. 9a). The detailed configuration of the fields is shown in Fig. 9a), and the results of the numerical analyses are presented in Fig. 9b). The magnets were separated from the Cu block with a Teflon band of 1 [mm] in thickness to reduce the heat flux into the cube, Fig. 8). The Cu block heating was monitored by two PT100 sensors. The cube and block temperatures were sensed by the three applied temperature probes and recorded via a data acquisition/switch unit HP54070A. The aim of the experiment was to repeat the previous measurement characterized in Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P. , 2013, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁCA, J.; DOHNAL, P. , 2017, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016 and to verify the results.

5 Evaluation of the experiments

The Cu cube was immersed in liquid nitrogen and cooled until its temperature stabilized; subsequently, the cube was mechanically transferred to the Cu block, and the temperatures were measured continuously during the process. The heat flux from the block warmed the cube, increasing its temperature until the temperatures levelled off. At this point, the measurement was completed. An example of temperature waveforms during one measurement cycle is presented in a relevant research report, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017. The four-terminal impedance measurement

(PT100) is repeated ten times for the configurations without a magnetic field, with homogeneous magnetic fields of the first (setup B) and the second (setup D) types, and with a gradient field (setup C), Fig. 9. To evaluate the heating speed in the Cu cube, we selected two impedance levels for the Pt sensor, namely 25[Ω] (-185 [°C]) and 104[Ω] (+10 [°C]), and set the heating times between these levels. The exact times were recorded together with the temperatures measured by the three sensors, VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017. Figure 10 illustrates several magnetic field effects on identical samples of single biological cultures.

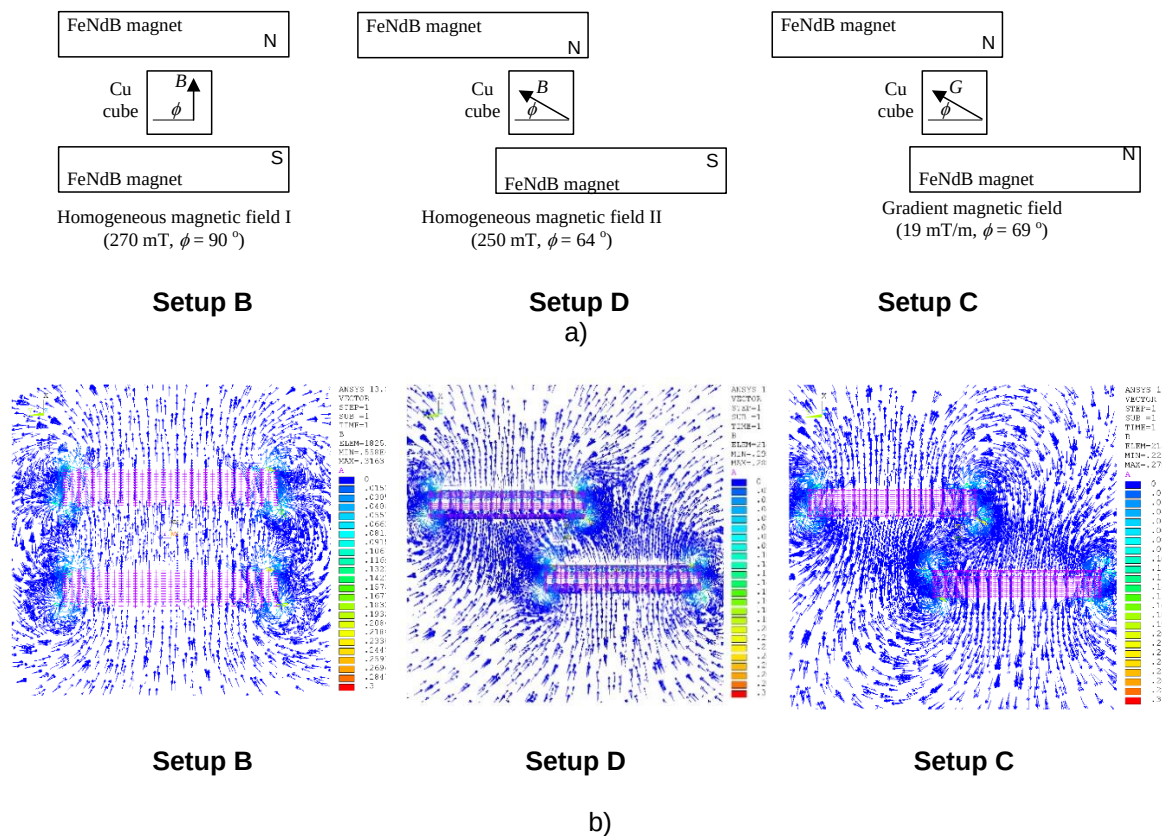
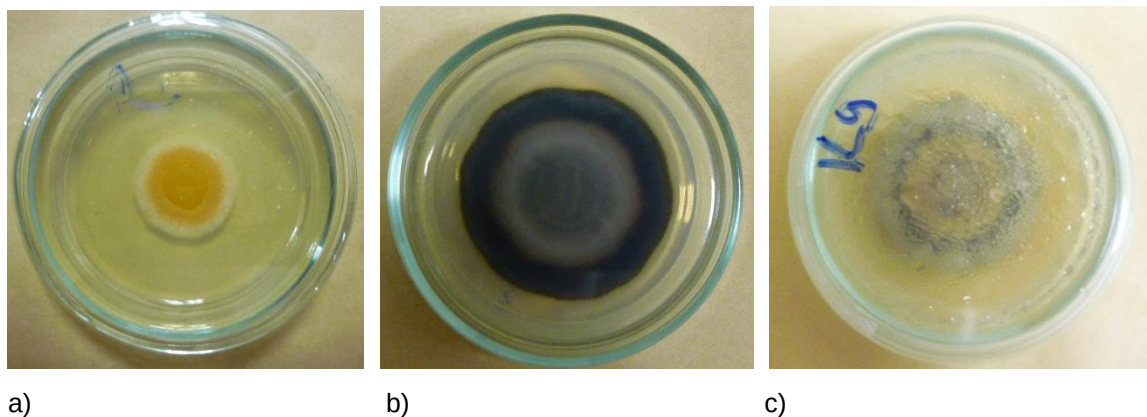
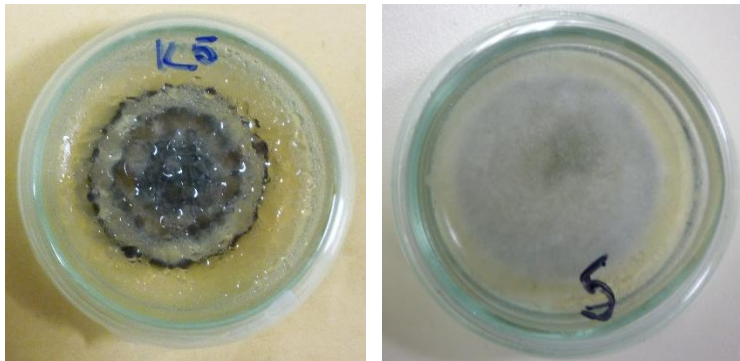


Fig. 9. a) The detailed configuration of the magnetic fields; b) the results of the numerical analyses: vector magnetic flux density B .





d)

e)

Fig. 10. The test samples demonstrating the growth properties of single tissue cultures for different external magnetic field settings: a) homogeneous field II, setting D; b) homogeneous field I, settings B; c), d) gradient field, setting C; e) Earth's field, setting A.

6 Conclusion

The results of the numerical analyses, the magnetic field evaluation, and the experiments with inorganic and organic materials were verified and confirmed. The confirmation was obtained through the observation of changes in the structural physical conditions of both the applied inorganic material and the organic living samples. The experiments were carried out repeatedly, and a statistical analysis of the measured data was performed. The methodology of measuring the dynamic system on the subcooled Cu sample was also verified repeatedly. The temporary increase in the temperature of the sample exposed to pre-defined external magnetic fields was measured. The tissue cultures were simultaneously tested on the influence of magnetic fields, and the resulting growth rates were evaluated.

Acknowledgement:

The research was financed from 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 Centre was used.

References

ANSYS manuals, 2018, www.ansys.com, 1991-2018, USA.

Bachelet-Violette, L., Silva, A. K. A., Marie, M., Michel, A., Brinza, O., et al., 2014, *Strong and specific interaction of ultra small superparamagnetic iron oxide nanoparticles and human activated platelets mediated by fucoidan coating*, RSC Advances, 4, 4864, 2014.

Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010, *Magnetoinductive Lens for Experimental Mid-field MR Tomograph*, Piers 2010 Cambridge: Progress in Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Vols 1 and 2 Pages: 1047-1050.

Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010, *Determination of preemphasis constants for eddy current reduction*, MEASUREMENT SCIENCE AND TECHNOLOGY, Volume: 21 Issue: 10 A. Nu.: 105601, 2010.

BARTUŠEK, K.; MARCOŇ, P.; FIALA, P.; MÁCA, J.; DOHNAL, P., 2017, *The Effect of a Spiral Gradient Magnetic Field on the Ionic Conductivity of Water*. Water, 2017, roč. 9, č. 9, s. 1-8. ISSN: 2073-4441.

Charles B. Grissom, 1995, *Magnetic Field Effects in Biology: A Survey of Possible Mechanisms with Emphasis on Radical-Pair Recombination*, Chem. Rev., 95 (1), pp 3–24, 1995

DOMINGUEZ, P. A., HERNANDEZ, A. C., CRUZ, O. A., et al., 2010, *Influence of the Electromagnetic Field in Maize Seed Vigor*, Revista Fitotecnica Mexicana, Vol. 33, No. 2, pp. 183-188, 2010.

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.

ELAHEE, K. B., POINAPEN, D., 2006, *Effects of static magnetic fields on growth of Paramecium caudatum*. Bioelectromagnetics [online]. 2006, roč. 27, č. 1, s. 26-34 [cit. 2012-04-04]. ISSN 0197-8462. DOI:10.1002/bem.20172. Dostupné z URL: <http://doi.wiley.com/10.1002/bem.20172>

Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, *Principal tests and verification of a resonance-based solar harvester utilizing micro/nano technology*, Conference on Smart Sensors, Actuators and MEMS within the SPIE EUROPE Symposium on Microtechnologies, MICROSYSTEM TECHNOLOGIES-MICRO-AND NANOSYSTEMS-INFORMATION STORAGE AND PROCESSING SYSTEMS, FRANCE Volume 20, Issue, 4-5, Special Issue 845-860, APR 2014.

Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., Szabo, Z., Mikulka, J., Polivka, J., 2016, *The Evaluation of Noise Spectroscopy Tests*. ENTROPY, 2016, vol. 18, no. 12, s. 1-16. 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., Gescheidtova, E., Jirku, T., 2009, *Tuned Structures for Special THz Applications*, Progress in Electromagnetics Research Symposium (PIERS 2009), Beijing, PEOPLES R CHINA, MAR 23-27, pp: 151-155, 2009.

Fiala, P., Jirku, T., Drexler, P., et al., 2010, *Detection of Partial Discharge inside of HV Transformer, Modeling, Sensors and Measurement*, Progress in Electromagnetics Research Symposium, Cambridge, MA, PIERS 2010 CAMBRIDGE: PROGRESS IN ELECTROMAGNETICS RESEARCH SYMPOSIUM PROCEEDINGS, VOLS 1 AND 2 , Electromagnetics Research Symposium, pp. 1013-1016, 2010.

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.

Fiala, P Szabo, Z Friedl, M., 2011, *EMHD Models Respecting Relativistic Processes of Trivial Geometries*, Progress In Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Suzhou, China, Sept. 12-16, 2011.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, *Using a multiscale toroidal element to model a hydrogen atom*, Progress in Electromagnetics Research Symposium - Fall (PIERS - FALL), Singapore, 2017, pp. 956-960.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017, *Periodical structures and multiscale modelling*, Progress In Electromagnetics Research Symposium - Spring (PIERS), St. Petersburg, 2017, pp. 1698-1703.

Hutova, E., Bartusek, K., Fiala, P. , 2013, *The effect of a magnetic field on the speed of temperature change*, Progress In Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Stockholm, Sweden, Aug. 12-15, 2013.

Kadlec, R., Fiala, P., 2012, *The Response of Layered Materials to EMG Waves from a Pulse Source*, Progress In Electromagnetics Research M, 2015, vol. 42, no 1, s. 179-187. 2015.

Kadlec, R., Roubal, Z., Fiala, P., Kroutilova, E., 2012, *Algorithms for Electromagnetic Waves on Interface*. In Proceedings of PIERS 2012 in Kuala Lumpur. Progress In Electromagnetics. Cambridge: The Electromagnetic Academy, pp. 425-428.

Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, *An Investigation of Techniques for the Infrared-to-Visible Spectrum Transformation*, In Electromagnetics Research Symposium PIERS 2016 Prague. Progress In Electromagnetics. Cambridge, MA, USA: The Electromagnetics Academy, pp. 2724 - 2727, 2016.

Montgomery, D Turner, L., 1981, *Anisotropic magnetohydrodynamic turbulence in a strong external magnetic field*, Technical Report, NASA-CR-164185, LA-UR-80-2474, Los Alamos Scientific Lab.; NM, United States, Jan 01, 1981.

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.

Reshetnyak, S.A., Shcheglov, V. A., Blagodatskikh, V. I. et al, 1996, *Mechanisms of Interaction of Electromagnetic Radiation with a Biosystem*, Laser Physics, Vol. 6, No. 4, 1996, pp. 621–653, 1996.

RODA, O., GARZON, I., CARRIEL, V., et al., 2011, *Biological effects of low-frequency pulsed magnetic fields on the embryonic central nervous system development. A histological and histochemical study*, Histology and Histopathology, 26 (7), pp. 873-881, 2011.

VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; DOHNAL, P.; FIALA, P., 2017, *The Influence of a Static Magnetic Field on the Behavior of a Quantum Mechanical Model of Matter*. MEASUREMENT, Journal of the International Measurement Confederation (IMEKO), 2017, roč. 1, č. 96, s. 18-23. ISSN: 0263-2241.

VLACHOVÁ HUTOVÁ, E.; BARTUŠEK, K.; FIALA, P., 2016, *Numerical Analysis of a Static Magnetic Field in Testing the Character of a Quantum Mechanical Model of Matter*. In 24th SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2016. Brno: SVS FEM spol. s r.o., 2016. s. 171-180. ISBN: 978-80-905525-3- 1. Yang Sun, Yuguang Chen, and Hong Chen, 2003, *Thermal entanglement in the two-qubit Heisenberg XY model under a nonuniform external magnetic field*, Phys. Rev. A 68, 044301 – Published 6 October 2003, DOI: <http://dx.doi.org/10.1103/PhysRevA.68.044301>

Contact address:

prof. Ing. Pavel Fiala, Ph.D.²,
prof. Ing. Karel Bartušek, DrSc.¹,
Ing. Tomáš Kříž, Ph.D.¹
Ing. Radim Kadlec, Ph.D.¹

¹SIX centre: Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic.

²Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic; <http://www.utec.feec.vutbr.cz>.
fialap@feec.vutbr.cz, bartusek@feec.vutbr.cz, krizt@feec.vutbr.cz, kadlec@feec.vutbr.cz

FEM-BASED MODELING OF RESONANT STRUCTURES

P. FIALA¹, P. DREXLER², P. MARCOŇ², P. DOHNAL²

¹SIX Centre Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology,
Technická 12, Brno, Czech Republic

²Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering,
Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology,
Technická 12, Brno, Czech Republic

Abstract: The paper presents numerical models to simulate tuned periodic structures, especially in the infrared region of the electromagnetic spectrum. Different options to set up the models are demonstrated, considering the targeted manufacturing technologies within organic and inorganic materials designing. The results of the research are applicable to various extents in multiple, hybrid methods for assembling numerical models to analyze the electromagnetic field.

Keywords: Modeling, structure, resonant, element, FEM.

1 Introduction

In the natural and technical contexts, the research into periodic structures within, for instance, infrared (IR) radiation, involves the designing, use, measurement, and description of the electromagnetic (EMG) properties of the elements applied in such architectures; the individual operations and their stages are discussed in multiple relevant sources, including Fiala, P., Gescheidtova, E., Jirku, T, 2009; Ilyin, N. V, Kondratiev, I. G., Sapogova, N. V. and Smirnov A. I., 2006; Zhang, J, Chen, H., Ran, L., Luo, Y. and Kong, J. A., 2007; Hobson P., Andrew, P., Hallam B., Lawrence, C., 2014; Fiala, P., Drexler, P., Nespors, D., 2014; Fiala, P., Drexler, P., 2012; Kadlec, R., Fiala, P., 2012; Kadlec, R., Roubal, Z., Fiala, P., Kroutilova, E., 2012; Polivka, J., Fiala, P., Machac, J., 2011; FIALA, P., NESPOR, D., DREXLER, P., STEINBAUER, M., 2016; Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016; Fiala, P., Drexler, P., Nespors, D., 2014; Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010; Fiala, P., Drexler, P., Nespors, D., Szabo, Z., Mikulka, J., Polivka, J., 2016; Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010; Kadlec, R., Roubal, Z., Fiala, P., Kroutilova, E., 2012. The structures may comprise elements either resonating individually or forming a resonant unit Fiala, P., Gescheidtova, E., Jirku, T, 2009. A typical example of the latter group is a periodic resonator structure composed of elements to facilitate the implementation of technologies relying on inorganic, Fiala, P., Gescheidtova, E., Jirku, T, 2009; Ilyin, N. V, Kondratiev, I. G., Sapogova, N. V. and Smirnov A. I., 2006; Zhang, J., Chen, H., Ran, L., Luo, Y. and Kong, J. A., 2007; Hobson P., Andrew, P., Hallam, B., Lawrence, C., 2014; Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, or organic materials designing, FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2016. In the organic context, we can then refer to the manufacturing of OLEDs as an illustrative application. Periodic structures and systems exhibit nontrivial spatial distributions and formation of the electromagnetic field; in the time domain, it is thus possible to observe different types of electromagnetic wave propagation showing corresponding degrees of complexity. In order for the design of such periodic systems to be rationally and methodically processible, we need to know - from both the detailed and the global perspectives - the properties of the distribution of the electromagnetic field, together with the related response. As regards inorganic technologies and models, the electromagnetic properties remain comparatively simple; organic structures, however, are already characterized by a more complicated distribution and propagation of electromagnetic waves.

2 Modeling and analyzing an inorganically periodic structure

Any periodic system designed to effectively regulate the propagation of an electromagnetic wave, Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, and to control the distribution of the EMG field must be based on a good insight into the spatial distribution of the individual components of the electromagnetic field (Fig. 5) in the domains of the structure's elements and its surroundings. For simplicity, the distribution is represented at a selected time instant t_0 , including the modules or vectors of the desired functions. In terms of the general evaluation of the structure and considering the propagation of a signal along or through the object, it is appropriate to assess the Poynting vector in the time domain $\mathbf{I}(t)$ and the complex quantity $\underline{I}$, which represent the signal and its propagation. In the given respect, the knowledge of methods to measure signals in a real interference environment, such as that for VHV applications, is of major benefit; see Fiala, P., Jirku, T., Drexler, P. et al., 2010.

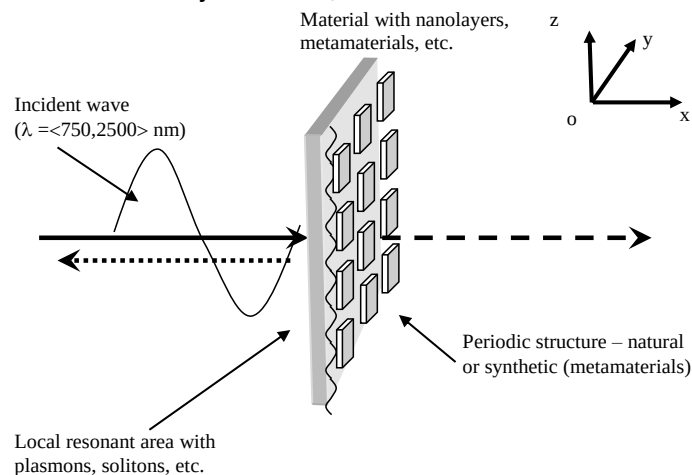


Figure 1. The wavelength change: a transparent system with a multilayered material and nanomaterial-based surface modifications; metamaterial structures.

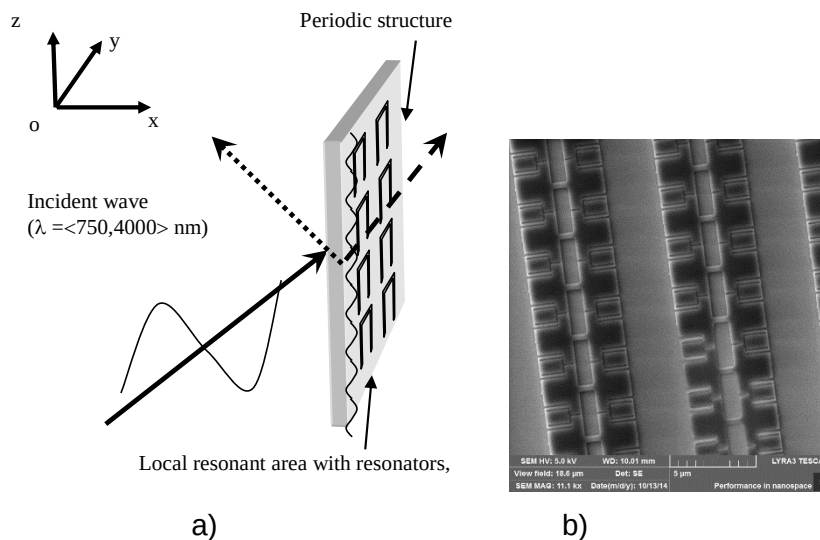


Figure 2. Periodic resonant structures based on inorganic technologies: a) a structural setup; b) an experimentally designed structure.

At present, nanometric materials and surfaces are being developed both theoretically and technologically; this process then also involves the testing of periodic resonant systems, Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, which exploit or originate from periodic structures, metamaterials, and nanomaterial-based natural or synthetic surfaces.

The properties of such surfaces and materials are being investigated, and one of the application fields is within the IR EMG wave structure and the related transfer of a given wave to another EMG wave, such as one within the visible spectrum.

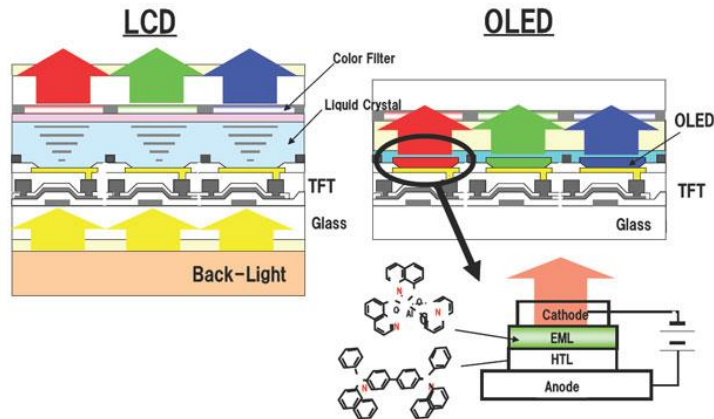


Figure 3. The organic technology to produce resonators (OLEDs).

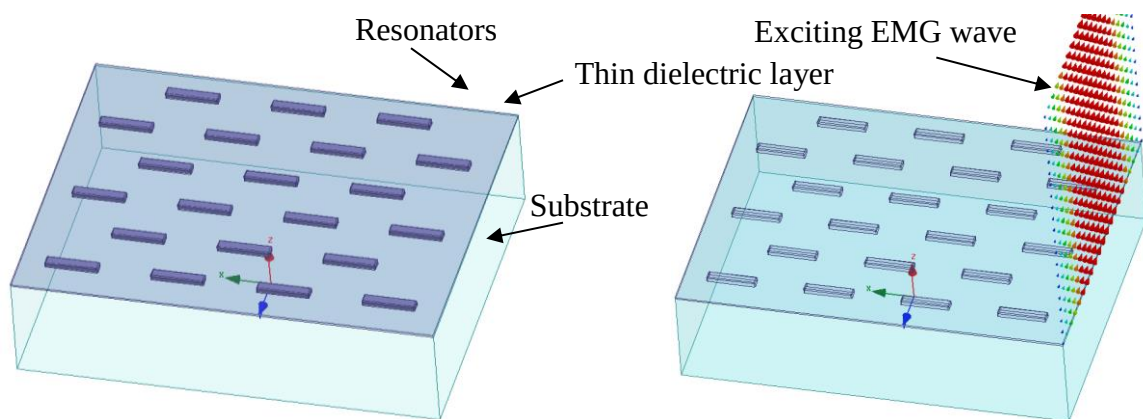


Figure 4. The inorganic technology to produce resonant structures.

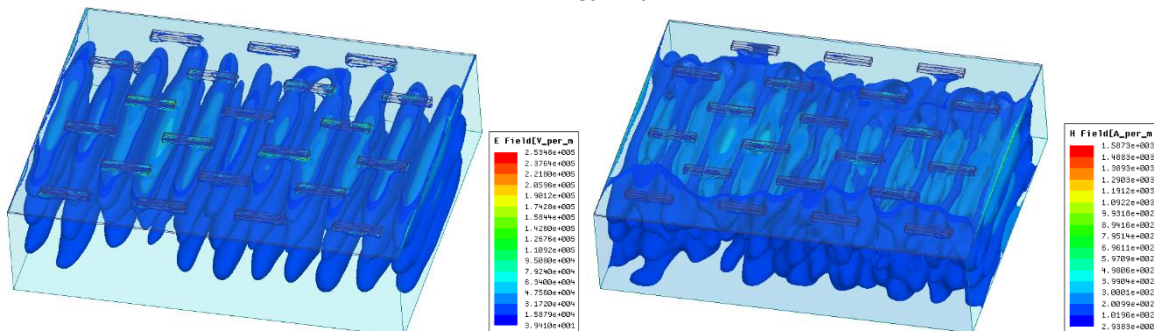


Figure 5. An electromagnetic field: the distribution of the magnetic $H[A/m]$ and electric $E[V/m]$ components for the frequency of $f=3.3$ THz.

An exemplary inorganic structure with a very simply configured periodic architecture is introduced in Fig. 4. The related Figure 5 then displays the distribution of the electric component of an EMG wave having an electric intensity $E[V/m]$ and the associated magnetic component having a magnetic intensity $H[A/m]$. More complex architectures and models of resonant structures are inherent to organic periodic systems.

3 FEM analysis of an organically designed periodic structure

According to already proposed interpretations, Polivka, J., Fiala, P., Machac, J., 2011, FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2016, evaluating the

propagation of an EMG wave in a graphene-based structure with the theoretical periodicity of 100% involves defining the signal propagation via the Poynting vector in the time domain $\Pi(t)$. This is due to the fact that the Poynting vector is a function of the components of the given EMG field; we have

$$\Pi(t) = \mathbf{E}(t) \times \mathbf{H}(t), \quad (1)$$

where $\mathbf{E}(t)$ is the instantaneous value of the electric field intensity vector, and $\mathbf{H}(t)$ denotes the instantaneous value of the magnetic field intensity vector.

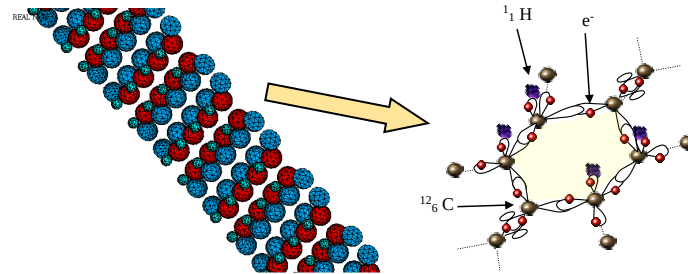
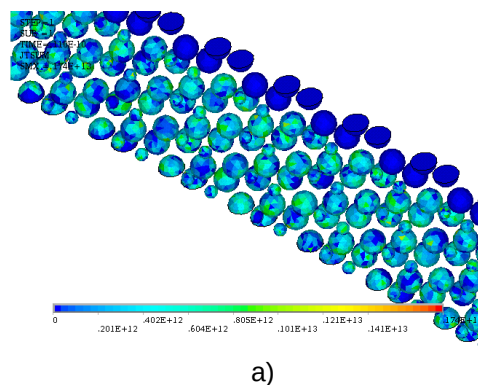


Figure 6. The organic approach to producing resonant structures: a theoretical graphene polymer architecture.

The components of the electric and the magnetic fields originate at the level of the atomic structure of the assembled elements. The motion of the electric charge q of elementary particles of matter, such as electrons, forms the current density $\mathbf{J}$, which then embodies the basis for modeling with Maxwell's or reduced Maxwell's equations, using standard tools. This approach to modeling, however, appears to be limiting at the atomic level; thus, structural procedures, Werner, P., 2018; Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017; Fiala, P., Werner, P., Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, are applicable where the quality of the analysis of effects in distinctly organic resonant systems has to be increased. The partial components of the monitored electromagnetic field distribution and functions are represented in Fig. 7, ANSYS manuals, 2018. The related images show the distribution of the instantaneous value of the current density, $\mathbf{J}(t)$, Fig. 7a); the instantaneous value of the intensity of the electric field, $\mathbf{E}(t)$, Fig. 7b); the instantaneous value of the magnetic flux density, $\mathbf{B}(t)$, Fig. 7c); and the instantaneous value of the Poynting vector, $\Pi(t)$, Fig. 7d).



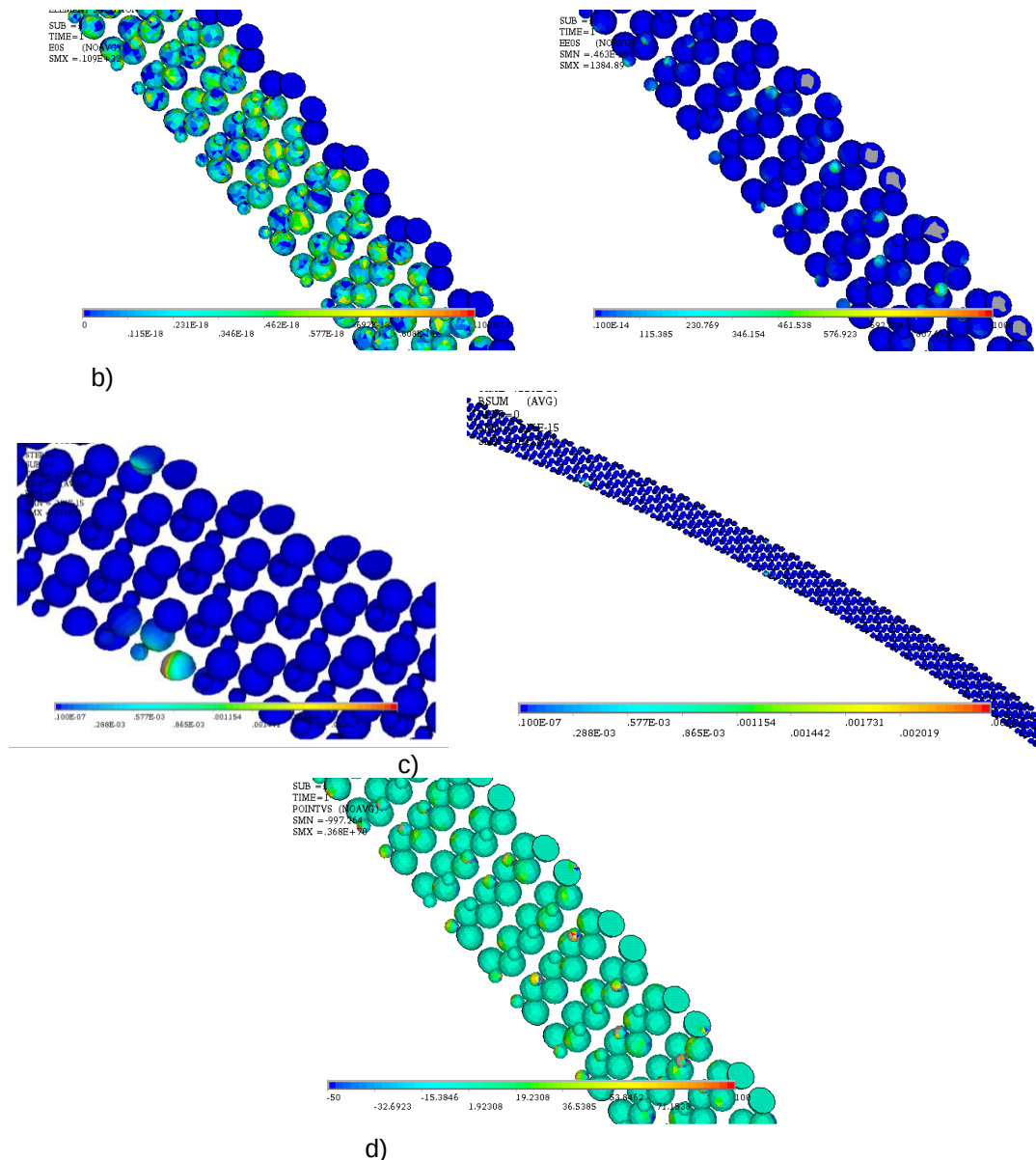


Figure 7. The EMG field distributed in the atomic thickness of a polymer: a) the current densities, J [pA/μm²]; b) the electric components, E [V/μm]; c) the magnetic components, B [kg/pA/s²]; d) the module of the Poynting vector, I [pW/μm²], for the frequency of $f=3.3$ THz.

4 Designing a periodic structure to form a FEM model, and an EMG wave analysis

The utilizable or target properties of single and multilayered architectures with periodic resonant structures often provide the basis for SMART nanoelectric systems. The two fundamental approaches to designing and manufacturing periodic structures then employ 100% periodicity properties generated during controlled reduction of the periodicity rate, NASSWETTROVA, A.; FIALA, P.; NESPOR, D.; DREXLER, P.; STEINBAUER, M., 2015; Fiala, P., Szabo, Z., Friedl, M., 2011; DREXLER, P.; FIALA, P.; NESPOR, D.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015; DREXLER, P.; FIALA, P.; STEINBAUER, M.; KRIZ, T.; FRIEDL, M., 2015; FIALA, P.; DREXLER, P.; NESPOR, D.; URBAN, R., 2014. In this manner, it is possible to obtain the desired minor effects (including, for instance, EMG wave phase shifts and repeated specific responses convenient for coding, optics, signal transmission, etc.) that will enable the given system to be classified into the SMART category.

The above-characterized design, exploiting well-established hypotheses of quantum mechanics and supported by numerical analysis, nevertheless has certain limits. Although the geometrical portion of the modeling probably does not constitute an obstacle, comprehending the description of matter at the level of atoms and substructures is restrained by the common conventions relevant to such description; the resulting analysis then may not correspond to the achieved experimental outcomes (or measurements and observations). A detailed and more precise expression of the distribution of the functions of an electromagnetic field at lower dimensional stages, namely, those of subatomic or atomic classification, requires a specific technique to model the structures, Fiala, P. Werner, P. Osmera, P. and Dohnal, P., 2017. In this context, we can benefit from substructuring and submodeling tools, which, however, need to be accompanied by a concept of the structure of matter other than that resulting from the probabilistic domain represented by a sphere. A suitable solution may consist in the toroid-based interpretation, as described in source Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017.

5 Conclusion

The discussion characterizes the organic and inorganic approaches towards designing and setting up numerical models of tuned periodic structures. The relevant architectures enable us to select the periodicity rate, namely, to model deliberate non-observance of periodicity or deviation caused by the error rate of the structure. Importantly, the hitherto obtained experience and the anticipated degree of definability to be provided by the analyses of the models point to future possibilities within the actual modeling, designing, EMG field formation, signal transmissions, and supporting procedures related to structures below the atomic level.

Acknowledgement

The research was funded by 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, 2018, www.ansys.com, 1991-2018, USA.
- Bartusek, K., Drexler, P., Fiala, P., et al., 2010, *Magnetoinductive Lens for Experimental Mid-field MR Tomograph*, Piers 2010 Cambridge: Progress in Electromagnetics Research Symposium Proceedings, Vols 1 and 2 Pages: 1047-1050.
- Bartusek, K., Kubasek, R., Fiala, P., 2010, *Determination of preemphasis constants for eddy current reduction*, MEASUREMENT SCIENCE AND TECHNOLOGY, Volume: 21 Issue: 10 A. Nu.: 105601, 2010.
- 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., Drexler, P., 2012, *Power supply sources based on resonant energy harvesting*, MICROSYSTEM TECHNOLOGIES-MICRO-AND NANOSYSTEMS-INFORMATION STORAGE AND PROCESSING SYSTEMS, Volume 18, Issue 7-8, Special Issue 1181-1192, AUG 2012.

Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., 2014, *Principal tests and verification of a resonance-based solar harvester utilizing micro/nano technology*, Conference on Smart Sensors, Actuators and MEMS within the SPIE EUROPE Symposium on Microtechnologies, MICROSYSTEM TECHNOLOGIES-MICRO-AND NANOSYSTEMS-INFORMATION STORAGE AND PROCESSING SYSTEMS, FRANCE Volume 20, Issue, 4-5, Special Issue 845-860, APR 2014.

Fiala, P., Drexler, P., Nespor, D., Szabo, Z., Mikulka, J., Polivka, J., 2016, *The Evaluation of Noise Spectroscopy Tests*. ENTROPY, 2016, vol. 18, no. 12, s. 1-16. 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., Gescheidtova, E., Jirku, T., 2009, *Tuned Structures for Special THz Applications*, Progress in Electromagnetics Research Symposium (PIERS 2009), Beijing, PEOPLES R CHINA, MAR 23-27, pp: 151-155, 2009.

Fiala, P., Jirku, T., Drexler, P., et al., 2010, *Detection of Partial Discharge inside of HV Transformer, Modeling, Sensors and Measurement*, Progress in Electromagnetics Research Symposium, Cambridge, MA, PIERS 2010 CAMBRIDGE: PROGRESS IN ELECTROMAGNETICS RESEARCH SYMPOSIUM PROCEEDINGS, VOLS 1 AND 2 , Electromagnetics Research Symposium, pp. 1013-1016, 2010.

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.

Fiala, P., Szabo, Z., Friedl, M., 2011, *EMHD Models Respecting Relativistic Processes of Trivial Geometries*, Progress In Electromagnetics Research Symposium, Suzhou, CHINA, Progress In Electromagnetics. Cambridge, MA, USA: The Electromagnetics Academy, Date: SEP 12-16-2011, pp. 95-98.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P. and Dohnal, P., 2017, *Using a multiscale toroidal element to model a hydrogen atom*, Progress in Electromagnetics Research Symposium - Fall (PIERS - FALL), Singapore, 2017, pp. 956-960.

Fiala, P. Werner, P. Osmera, P., Gescheidtova, E., Drexler, P. and Kriz, T., 2017, *Periodical structures and multiscale modelling*, Progress In Electromagnetics Research Symposium - Spring (PIERS), St. Petersburg, 2017, pp. 1698-1703.

Hobson P., Andrew, P., Hallam B., Lawrence, C., 2014, *Infrared resonant absorption by coupled surface plasmon modes in an ultra-thin metamaterial*. *Metamaterials: Fundamentals and Applications*, Proc. of SPIE Vol. 9160, 916011: doi: 10.1117/12.2061055, 2014.

Ilyin, N. V, Kondratiev, I. G., Sapogova, N. V. and Smirnov A. I., 2006, *Light Scattering on 2D Nanostructured Resonant Gratings*, Progress In Electromagnetics Research Symposium 2006, Cambridge, USA, March 26-29, 2006.

Kadlec, R., Fiala, P., 2012, *The Response of Layered Materials to EMG Waves from a Pulse Source*, Progress In Electromagnetics Research M, 2015, vol. 42, no 1, s. 179-187. 2015.

Kadlec, R., Roubal, Z., Fiala, P., Kroutilova, E., 2012, *Algorithms for Electromagnetic Waves on Interface*. In Proceedings of PIERS 2012 in Kuala Lumpur. Progress In Electromagnetics. Cambridge: The Electromagnetic Academy, pp. 425-428.

Matloch, R., Fiala, P., Dohnal, P., Kadlec, R., 2016, *An Investigation of Techniques for the Infrared-to-Visible Spectrum Transformation*, In Electromagnetics Research Symposium PIERS 2016 Prague. Progress In Electromagnetics. Cambridge, MA, USA: The Electromagnetics Academy, pp. 2724 - 2727, 2016.

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.

Polivka, J., Fiala, P., Machac, J., 2011, *Microwave Noise Field Behaves Like White Light*, PROGRESS IN ELECTROMAGNETICS RESEARCH-PIER, Volume: 111, Pages: 311-330, 2011.

Werner, P., 2018, *Základy modelování prstencové struktury elementárních částic hmoty*, In Czech, DTEEE FEEC BUT, VUTIUUM, Czech Republic, 2018, pp. 1-45, ISBN 978-80-214-5620-4.

Zhang, J., Chen, H., Ran, L., Luo, Y. and Kong, J. A., 2007, *Two-dimensional Cross Embedded Metamaterials*, Progress In Electromagnetics Research Symposium 2007, Beijing, China, 2007.

Contact address:

prof. Ing. Pavel Fiala, Ph.D. 2,
assoc. prof. Ing. Petr Drexler Ph.D. 1,
Ing. Petr Marcoň, Ph.D. 1
Mgr. Přemysl Dohnal 2

1SIX centre-Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic.

2Department of Theoretical and Experimental Electrical Engineering, Faculty of Electrical Engineering and Communication, Brno University of Technology, Technická 12, Brno, Czech Republic; <http://www.utee.feec.vutbr.cz>.

fialap@feec.vutbr.cz, drexler@feec.vutbr.cz, marcon@feec.vutbr.cz, dohnalp@feec.vutbr.cz

PRAVDEPODOBNOSTNÁ ANALÝZA PRI VÝPOČTE PILÓTOVÝCH ZÁKLADOV

L'UBOMÍR PREKOP, KATARÍNA TVRDÁ

Katedra stavebnej mechaniky, Stavebná fakulta STU v Bratislave

Abstract: The paper presents effects of piles loaded by bending moment. The solution depends on the chosen model of a pile, of subsoil, and the interaction between them. The piles loaded in bending have been mostly investigated as elastic rods, which act together with elastic and homogeneous subsoil or a pile-lengthwise variable subsoil of Winkler type with bilateral bonds between the pile and the subsoil. The probabilistic analysis represents one such approach. Input values have been entered as stochastic ones and they have been characterized by various distributions (Gaussian, lognormal, etc.). Values of input variables have been generated either randomly (using Monte Carlo simulations), or using the Response Surface Method (RSM). Selected results of the performed analyses have been presented in the conclusion.

Keywords: pile foundation, Monte Carlo, probability analysis

1 Úvod

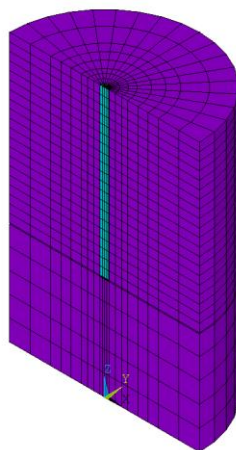
Príspevok sa zaoberá účinkami vodorovne zaťažených pilót a následnou pravdepodobnostnou analýzou. Riešenie je závislé od zvoleného modelu pilóty, od modelu podložia a vzájomnej interakcie pilóty a podložia. Najčastejšie sa ohybom namáhané pilóty vyšetrujú ako pružné prúty, spolupôsobiacie s pružným a homogénnym podložíom alebo po dĺžke pilót premenným podložíom Winklerovho typu pri obojstrannej väzbe pilóty a podložia. Winklerov model pomerne dobre popisuje prácu nesúdržných podloží. Neumožňuje však roznoš zaťaženia v pôdnom masíve a vyšetrovanie pilóty od iných účinkov. Tie sú reprezentované najmä pôsobením zvislého zaťaženia, centricky pôsobiace silami alebo priťažením povrchu podložia v okolí pilóty (Čajka et al, 2016), (Hruštinec, 2013).

2 Model pilóty v programe ANSYS

Riešená bola pilóta dĺžky $l = 8,0$ m kruhového priečneho rezu s priemerom $\varnothing = 0,42$ m. Pilóta bola vyrobená z materiálu, ktorého vlastnosti charakterizuje Youngov modul pružnosti $E_p = 2,1 \cdot 10^7$ kPa. Podložie predstavuje málo únosné prostredie s modulom pružnosti $E_p = 1000$ kPa. Poissonovo číslo pre zeminu malo hodnotu $\nu = 0,35$. Pilóta je v hlave zaťažená momentom $M_y = 100$ kNm.

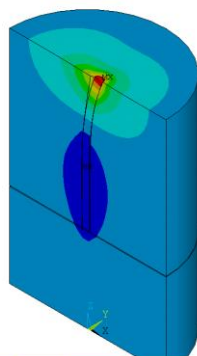
Vo výpočte boli použité rôzne spôsoby podopretia päty pilóty: voľný koniec, kĺbové podopretie a votknutie. Model konštrukcie bol vytvorený ako priestorový. Pilóta bola modelovaná pomocou prvkov SOLID65 a okolitý zemný masív prvkami SOLID45. Prvý model (model A) bol vytvorený bez kontaktu. Ďalšie modely použili pre kontakt pilóty s okolitým prostredím kontakt typu bod-bod pomocou kontaktných prvkov CONTAC52 (model B) a kontakt typu plocha-plocha pomocou kontaktného páru prvkov TARGE170 a CONTA173 (model C).

ELEMENTS
TYPE NUM



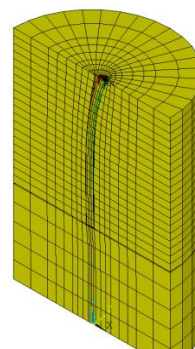
Obrázok 16 – Deterministický model pilóty v programe ANSYS

NODAL SOLUTION
STEP=1
SUB =1
TIME=1
UX (AVG)
RSYS=0
DMX =,011383
SMN =-,002572
SMX =-,011272



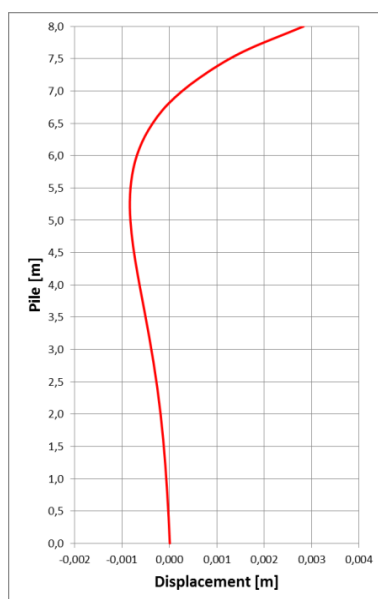
-1,002572 -1,001034 -5,048E-03 -2,002043 -1,001581 -5,005119 -1,006657 -1,008196 -1,009734 -1,011272

ELEMENT SOLUTION
STEP=1
SUB =1
TIME=1
SE (NOAVG)
RSYS=0
DMX =-,011383
SMN =-30005
SMX =13665



-30005 -25153 -20301 -15449 -10596 -5744 -891,916 3960 8612 13665

Obrázok 2 – Priebeh deformácií a napätí od pôsobenia momentu



Obrázok 3 – Priebeh vodorovných deformácií po výške pilóty

Podľa platných európskych noriem Eurokódov je možné konštrukcie posudzovať aj na základe analýzy pravdepodobnosti. Analýza pravdepodobnosti bola publikovaná vo

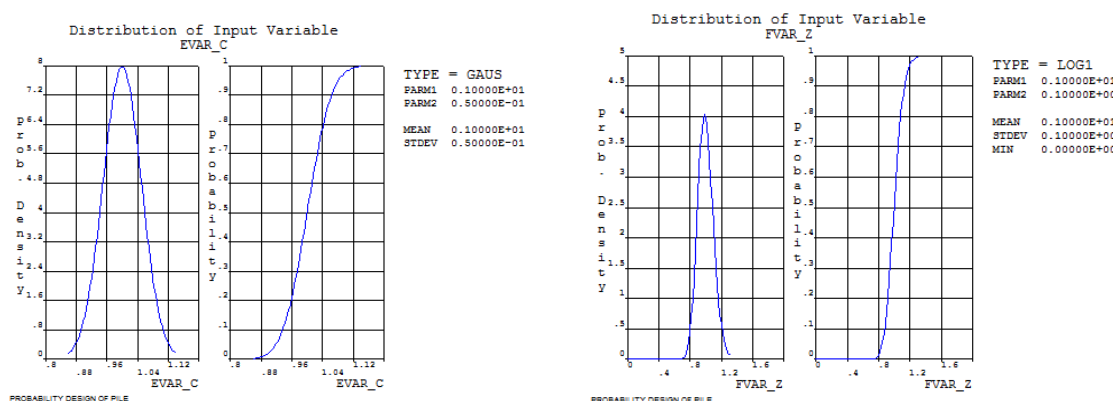
viacerých prácach, ktoré sa zaoberali takýmto konštrukčným návrhom a posúdením (Králik, 2009), (Marek et al, 2003), (Krejsa et al, 2016).

V prípade deterministického výpočtu boli vstupné parametre zadané ako pevné konštanty. Pri pravdepodobnostnom výpočte sú vstupné parametre špecifikované v určitom rozsahu, ktorý zahŕňa napr. nepresnosti vo výrobe alebo variabilitu charakteristík materiálu. Jednotlivé vstupné a výstupné parametre sa menili podľa histogramov. Boli použité tri vzájomne nezávislé náhodné premenné: EVAR_C, EVAR_Z, FVAR_Z ako stochastické vstupy. Zoznam týchto náhodných vstupných premenných, ich rozdelenie a ich distribučné parametre sú uvedené v tabuľke 1. Funkcie hustoty pravdepodobnosti a kumulatívne distribučné funkcie sú uvedené na obrázku 4.

Tabuľka 1 Deterministické a stochastické vstupné údaje

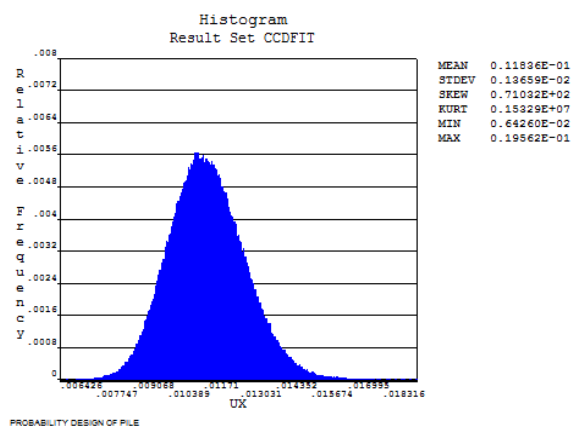
Inputs	Deterministic	Stochastic	Type	Par1	Par2
EVAR_C [kPa]	$E_c = 21 \cdot 10^6$	$E_{x_c} = E_c \cdot \text{EVAR_C}$	Gauss	1	0.05
EVAR_Z [kPa]	$E_z = 1 \cdot 10^3$	$E_{x_z} = E_z \cdot \text{EVAR_Z}$	Gauss	1	0.05
FVAR_Z [kNm]	$M_y = 100$	$M_{y_} = M_y \cdot \text{FVAR_Z}$	Lognormal	1	0.1

Z deterministického modelu (obrázok 1) ANSYS vypočítava výsledky a výsledné parametre pre danú sadu troch vstupných parametrov EVAR_C, EVAR_Z, FVAR_Z.



Obrázok 4 – Funkcie hustoty pravdepodobnosti a kumulatívne distribučné funkcie

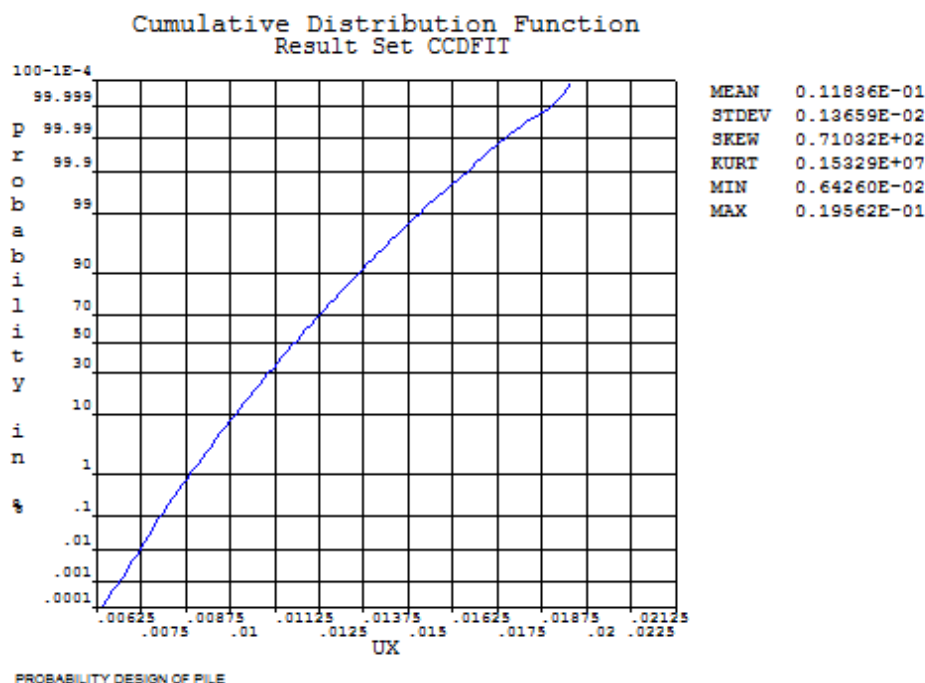
Náhodné vstupné premenné sú definované jednotlivými parametrami (stredné hodnoty, štandardná odchýlka atď.).



Obrázok 5 – Histogram výstupného premenného posunu UX

Počas pravdepodobnostnej analýzy ANSYS vykoná viac cyklov analýzy pre výpočet náhodných výstupných parametrov. Simulácia metódou Monte Carlo s LHS bola použitá na náhodnú generáciu hodnôt vstupných premenných. Počet vzoriek bol stanovený na 500 000.

Podľa CDF (Obrázok 5) môžeme určiť pravdepodobnosť zodpovedajúceho posunu parametra v smere osi X.



Obrázok 6 – Histogram kumulatívnej distribučnej funkcie UX

Maximálna prípustná horizontálna deformácia v smere osi X bola zadaná investorom. Pravdepodobnostná analýza ukazuje, že maximálna deformácia je menšia ako 14 mm, čo znamená, že návrh je nespoľahlivý na úrovni $6,27 \cdot 10^{-2}$.

3 Záver

V tomto príspevku boli prezentované pilóty, ktoré boli v hlave namáhané ohybovým momentom. Použili sa deterministické a pravdepodobnostné prístupy. Následne boli porovnané získané výsledky. V prípade železobetónových pilót je možné konštatovať, že existuje pomerne dobrá zhoda medzi modelmi s kontaktom (model B a model C) a analytickým riešením (keďže analytické riešenie bolo k dispozícii pre tento prípad podopretia). Pre ďalšie prípady podopretia pilót je zrejme, že riešenie využívajúce kontaktné modelovanie prináša vyššie hodnoty v porovnaní s bezkontaktným modelom (model A). V prípade zaťaženia momentom nie sú v podstate žiadne rozdiely v deformáciách.

Cieľom predloženej analýzy bolo určiť pravdepodobnosť zlyhania konštrukcie a následne určiť jej spoľahlivosť v závislosti od vstupných parametrov. V tomto prípade došlo k poruche, keď bola prekročená limitná hodnota vodorovnej deformácie (14 mm). Štatistika náhodných výstupných parametrov bola vypočítaná pomocou výsledkov softvéru ANSYS. Vlastnosti výstupných parametrov sú ilustrované pomocou grafov histogramu, kumulatívnych distribučných kriviek a / alebo grafov histórie.

Literatúra

ANSYS ® User's Manual for Revision 16, Swanson Analysis Systems, Inc.

ČAJKA, R., LABUDKOVÁ, J., MYNARČÍK, P., 2016, Numerical solution of soil - foundation interaction and comparison of results with experimental measurements, *International Journal of GEOMATE*, 11 (1), pp. 2116-2122.

HRUŠTINEC Ľ., 2013, Numerical Analysis of the Interaction between Shallow (Square, Circular, Strip) Foundations and Subsoil. *Journal of Civil Engineering and Architecture*. Vol. 7, No. 7, (Serial No. 68), p. 875-886.

KRALIK J., 2009, *Reliability analysis of structures using stochastic finite element method*. Edition of scientific papers, ISSN 77, STU Bratislava, 2009, 138 p.

MAREK P., BROZZETTI J., GUSTAR M., 2003, Probabilistic Assessment of Structures Using Monte Carlo Simulation Background, Exercises and Software. In.: *ITAM CAS*, Prague, Czech Republic, 2003, pp.471.

KREJSA, M., ČAJKA, R., JANAS, P., BROŽOVSKÝ, J., KREJSA, V., 2016, Probabilistic structural modelling in parallel systems, Insights and Innovations in Structural Engineering, Mechanics and Computation – *Proceedings of the 6th International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation*, SEMC 2016, pp. 504-510.

PodĎakovanie

Tento príspevok bol vypracovaný v rámci grantového projektu VEGA č. 1/0412/18.

Kontaktná adresa:

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

Doc.Ing.Katarína Tvrdá, PhD., Katedra stavebnej mechaniky, Stavebná fakulta STU v Bratislave, Radlinského 11, 810 05 Bratislava, katarina.tvrda@stuba.sk

PEVNOSTNÍ KONTROLA ZÁVĚSŮ MALÉHO PROUDOVÉHO MOTORU

MIROSLAV SVOBODA, MARTIN TŮMA

První brněnská strojírna Velká Bíteš, a. s.

Abstract: This paper deals with computational analysis of engine's mounting points. The TJ100C-125 small jet engine, which is manufactured and developed by PBS Velka Bites, a.s. (CZ), is attached to an airframe by three mounting points. All inertial and centrifugal forces, which arise during operation or emergency situation, are transferred to the airframe via those mounting points. The results of FEM analysis were compared with yield strength of used material to ensure that mounting points can withstand all the loads with no failure, malfunction and permanent deformation. The analysis was performed according to EASA certification program by using ANSYS Workbench 17.0.

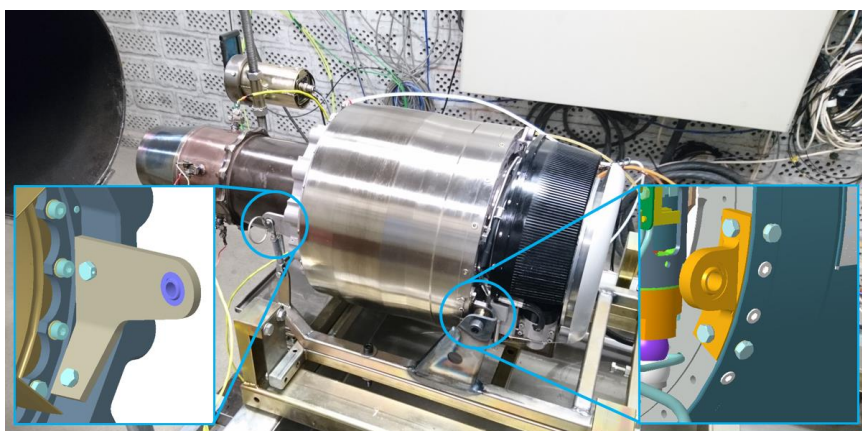
Keywords: Jet Engine, Mounting Points, Emergency Load, Rotor Seizure, Blades Loss

1 Úvod

Pro zajištění bezpečnosti letu musí letecké motory splňovat přísná a rozsáhlá kritéria nejen z pohledu pevnosti a spolehlivosti. Stejně velká pozornost je věnována i jejich zástavbě do letounů. Následující příspěvek je věnován numerické pevnostní kontrole závěsů malého proudového motoru TJ100C-125, vyráběného První brněnskou strojírnou ve Velké Bíteši. Výpočty byly provedeny v souladu s příslušnými certifikačními předpisy (CS22.1823 a SC16), stanovenými agenturou EASA (European Aviation Safety Agency), s využitím softwaru ANSYS Workbench 17.0.

Motor TJ100C-125 je malý kompaktní proudový motor s tahem do 1 250 N, navržený jako pohonná jednotka pro bezpilotní prostředky, lehká sportovní letadla a větroně s přídatným motorem. Skládá se z jednostupňového radiálního kompresoru, prstencové spalovací komory, jednostupňové axiální turbíny a pevné výstupní trysky. Zástavba motoru do letounu je zajištěna pomocí tří závěsných bodů - patek. Přední uchycení je realizováno dvěma vetknutými čepy, zatímco zadní uchycení na výškově nastavitelné a axiálně otočné podpěře. Viz obrázek 1.

Cílem výpočtů je pevnostní kontrola patek a analytická kontrola šroubů na tah, střih a otažení závitu. Jako zátěžné stavy jsou uvažovány maximální provozní a havarijní násobky setrvačných sil a dynamické zatížení od zadření a rozvážení rotoru.



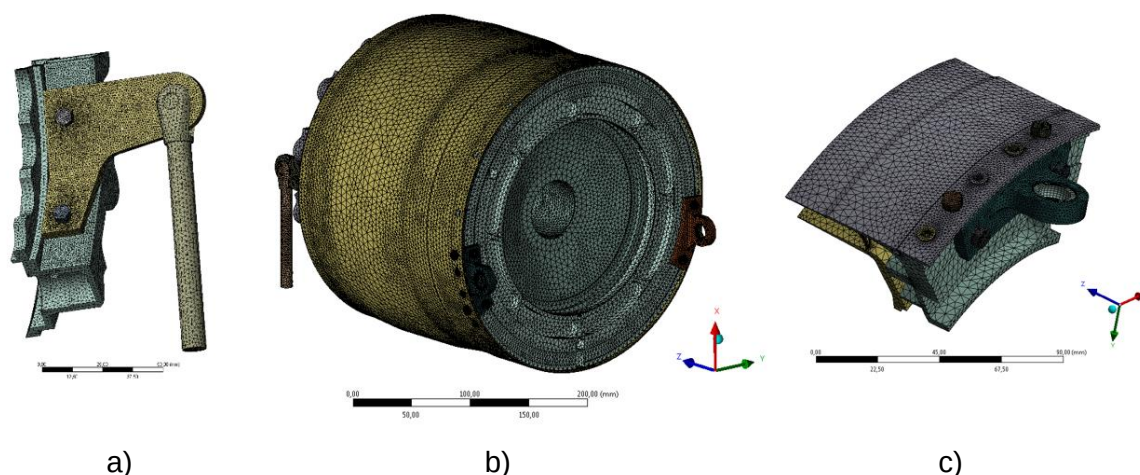
Obrázek 1 – Závěsy turbínového motoru TJ100S-125.

2 Výpočtové modely

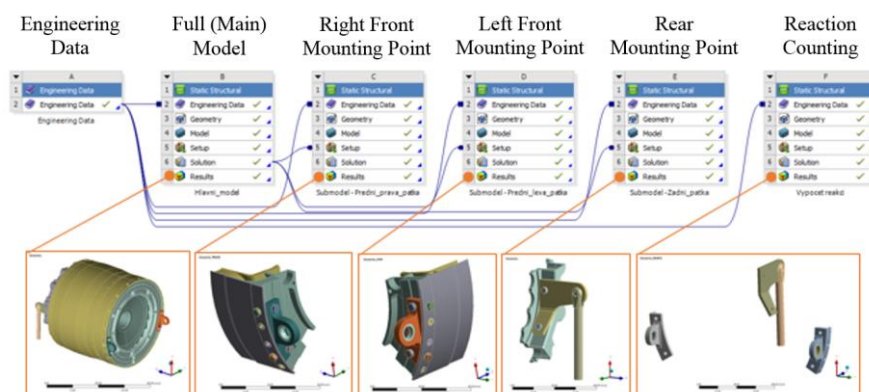
Pro výpočty byly použity prostorové modely součástí, které na patky závěsů motoru přímo navazují. Dále byl použit model ložiskové skříně, pomocí které lze realizovat zatížení od setrvačných a odstředivých sil. Průměry spojovacích prvků byly sjednoceny a některé prvky, které s patkami přímo nesouvisely (otvory, osazení, zaoblení, apod.), byly odstraněny. Také podpora zadního závěsu byla modelována zjednodušeně jako jedna součást. Viz obrázek 2.

Celkem bylo uvažováno 37 těles. Jedná se tak o poměrně rozsáhlý výpočtový model, proto při řešení úlohy bylo využito submodelování. Na hlavním (globálním) modelu bylo uvažováno zatížení od maximálních provozních a havarijních násobků gravitačního zrychlení, zatížení od utržení lopatky při autorotaci a zatížení, reprezentující zadření rotoru. Jednotlivé submodely patek uvažují navíc předpětí všech šroubů od předem definovaného utahovacího momentu.

Pro analytické posouzení namáhání šroubů je nutné znát příslušné reakční síly od všech definovaných zátěžných stavů. Z tohoto důvodu byla provedena numerická analýza, která obsahovala pouze modely patek, ložisek a model podpěry. V každém otvoru pro šroub bylo předepsáno vetknutí. Na vnitřní plochy ložisek a plochu podpěry byly předepsány reakční síly, získané z globálního modelu. Vypočtené reakce ve šroubech byly posléze použity pro analytickou kontrolu šroubů. V konečném důsledku bylo provedeno pět statických strukturálních analýz, viz obrázek 3.



Obrázek 2 – Výpočtové modely: a – submodel zadní patky; b – globální model; c – submodel pravé přední patky.



Obrázek 3 – Struktura provedených analýz.

Na globálním modelu byly použity lineární kontakty typu *Bonded* a *Frictionless* (spojení ložiska zadního závěsu s podpěrou). U submodelů byl v převážné míře použit nelineární kontakt *Frictional*, s příslušnými hodnotami koeficientů tření. Diskretizace modelů byla provedena pouze v jedné iteraci, s výchozím nastavení síťování. Konkrétní velikosti elementů byly voleny na základě předchozích zkušeností s podobnými úlohami. Na plochách všech otvorů, dřívků šroubů a podložek byla vytvořena mapovaná síť. U submodelů byla síť náležitě zahuštěna.

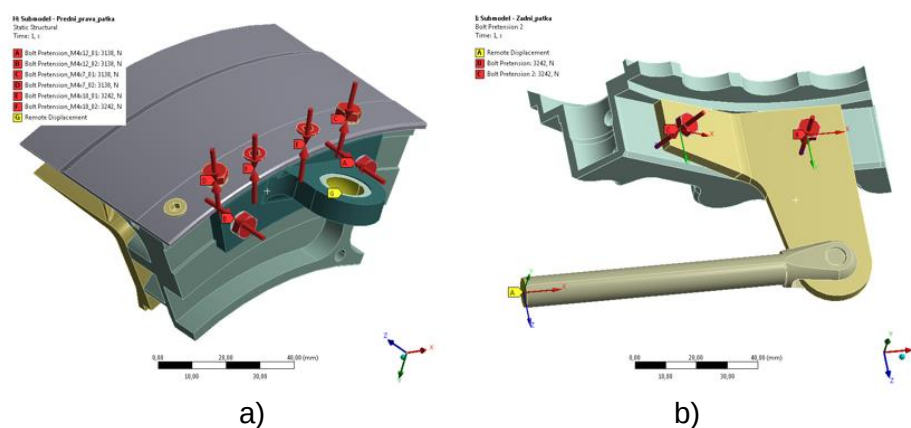
Materiály (ocel a slitiny hliníku) byly definovány elastickými, izotropními modely. Hmotnost sestavy, resp. celého motoru i s příslušenstvím, byla nahrazena pomocí hmotného bodu, umístěného do těžiště motoru.

3 Okrajové podmínky a zatížení

Definovaný způsob zástavby motoru TJ100C-125 do draku letounu je zobrazen na obrázku 1. Přední závěsy jsou uloženy na pevných čepech, zatímco zadní závěs na výškově nastavitelné a axiálně otočné podpěře. V obou případech skrze kloubová ložiska. V analýzách byly vazby modelovány podmínkou *Remote Displacement*, s působištem v ose ložiska, resp. v ose otáčení podpěry. V případě předních patek bylo zamezeno všem posuvům, přičemž natočení zůstala volná. U zadní patky bylo zamezeno všem posuvům a natočení kolem osy *x* a *y* (osa *z* - ve směru osy motoru, viz obrázek 4).

3.1 Uťahovací moment šroubů

Všechny tři patky jsou k turbínové skříni připevněny několika předepjatými šrouby, s běžným metrickým závitem M4. Definovaný uťahovací moment byl přepočítán na osovou sílu (Pospíšil, 1968), aplikovanou pomocí podmínky *Bolt Pretension*. Jedná se o montážní stav, předdefinovaný v submodelech pro všechna ostatní zatížení.



Obrázek 4 – Definované předpětí šroubů: a) – pravá přední patka; b) – zadní patka.

3.2 Setrvačné síly

Technická specifikace motoru TJ100C-125 předepisuje povolená letová zatížení ve formě násobků gravitačního zrychlení. Jedná se o změnu hybnosti hmotného bodu v inerciální vztahné soustavě, kde setrvačné síly a výsledné síly (působící na bod) jsou v rovnováze – d' *Alembertův princip*. Díky tomuto předpokladu lze formálně převést dynamickou úlohu na statickou. Lze psát jednoduchý vztah pro vektor setrvačné síly **F**:

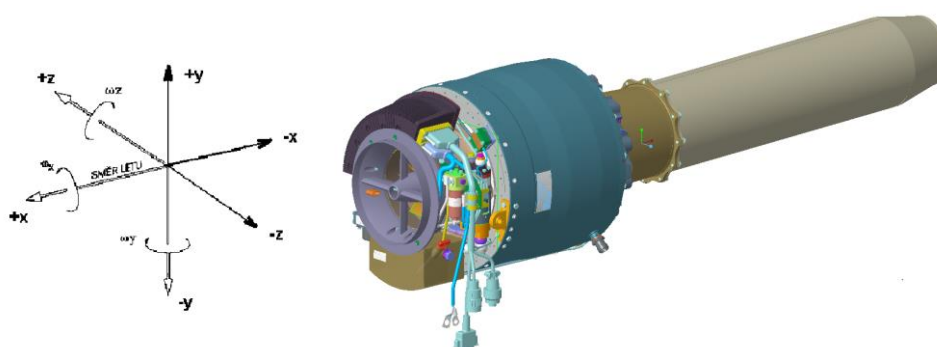
$$\mathbf{F} = m \cdot |g| \cdot \mathbf{N} \quad (5)$$

kde *m* je hmotnost motoru, *g* je gravitační zrychlení a **N** je vektor násobků zatížení.

Specifikací motoru jsou definovány *maximální provozní násobky*, které mohou nastat za běžného provozu. Patky musí tomuto zatížení odolat bez vzniku trvalé deformace. Dále jsou definovány *havarijní násobky*, kterým musí patky odolat bez poruchy, avšak může dojít k trvalým deformacím. Zatížení je v hlavním výpočtovém modelu realizováno podmínkou *Acceleration*. Příklad násobků uvádí tabulka 1.

Tabulka 1 – příklad násobků gravitačního zrychlení

Maximální provozní násobky			Havarijní násobky		
N_x	+ 3,0	- 3,0	N_x	+ 15,0	- 0,0
N_y	+ 5,3	- 2,7	N_y	+ 7,5	- 9,0
N_z	+ 3,0	- 3,0	N_z	+ 6,0	- 6,0



Obrázek 5 – Orientace násobků gravitačního zrychlení vůči motoru.

3.3 Zatížení od utržení lopatky

V případě utržení lopatky oběžného kola vzniká nevývaha, která je příčinou odstředivé síly, působící na hřídel. Tato síla se prostřednictvím uložení rotoru a dalších součástí přenáší až do závěsů motoru. Jedná se o stav, definovaný jako dynamické kritické zatížení, kterému musí závěs odolat bez poruchy, může však vykazovat trvalou deformaci.

Zde bylo uvažováno ulomení tří lopatek turbíny nad jejich patními rádiy při autorotačních otáčkách. Maximální síla od nevývahy F_{auto} je dána rovnicí:

$$F_{auto} = m \cdot \varepsilon \cdot \omega_{auto}^2 \quad (6)$$

kde ε je excentricita, tedy vyosení těžiště kola bez tří lopatek a ω_{auto} úhlová rychlost od autorotace. Tato radiální síla byla předepsána na plochy ložiskové skříně, přičemž bylo spočítáno pouze několik možných směrů, ve kterých se očekává největší napjatost na patkách.

3.4 Zatížení od zadření rotoru

Podobně jako v předchozím případě dochází vlivem zadření rotoru ke vzniku krouticího momentu M_z , přenášeného na závěsy motoru. Opět se jedná o dynamické kritické zatížení, kterému musí závěsy odolat bez poruchy, avšak s možností trvalých deformací. Velikost účinku M_z je dán:

$$M_z = I_p \cdot \alpha = I_p \cdot \omega_{max} / t \quad (7)$$

kde I_p je polární moment rotoru, ω_{max} je úhlová rychlost od maximálních otáček motoru a t je doba do zastavení rotoru. Moment byl opět předepsán na plochy ložiskové skříně.

4 Diskuze výsledků

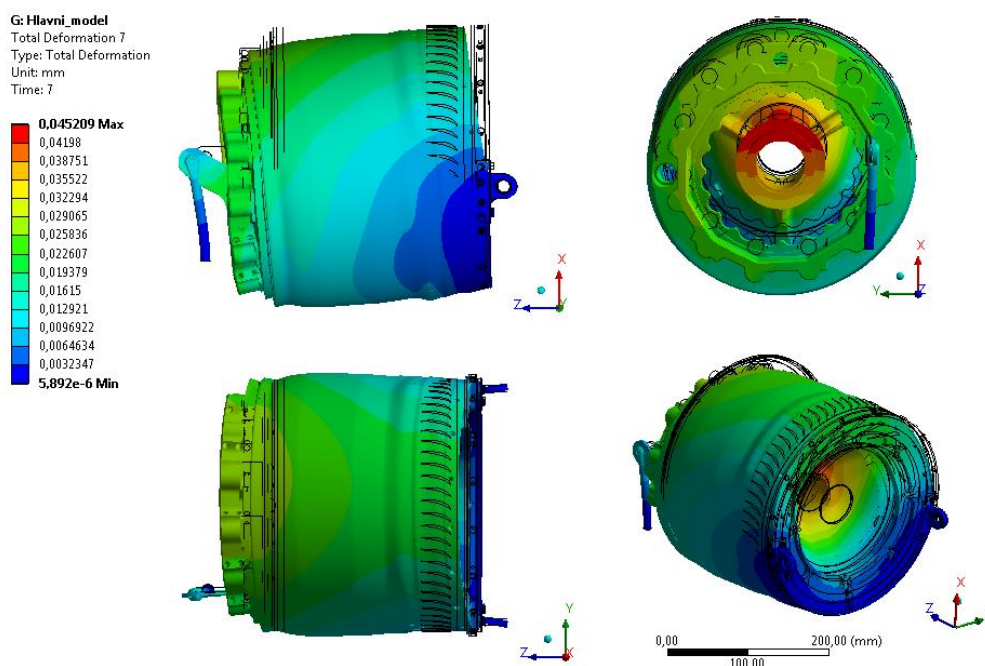
Výpočtem globálního modelu byly získány reakční síly, působící na jednotlivé závěsy motoru. Ze způsobu zástavby motoru je patrné, že většina zatížení je přenášena předními závěsy. Pro představu je na obrázku 6 vykreslena celková deformace výpočtového modelu, odpovídající absolutně největšímu zatížení – havarijnímu násobku $N_x = +15$. Zjištěné silové výslednice byly dále použity při výpočtu reakcí v jednotlivých otvorech pro šrouby.

Výsledkem strukturálních analýz jednotlivých submodelů jsou deformační a napjatostní charakteristiky patek motoru od všech uvažovaných zátěžných stavů, v kombinaci s předpětím šroubů. Vyhodnocováno bylo standardní redukované (fiktivní) napětí dle podmínky plasticity HMM a porovnáváno s mezí kluzu daného materiálu.

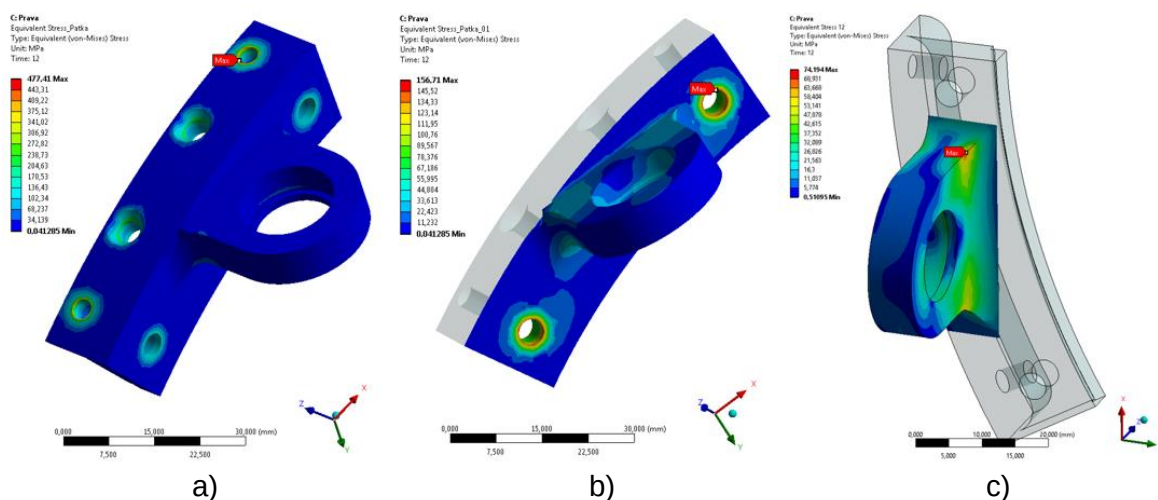
Z analýz vyplývá, že maximální napětí, v malých lokálních oblastech na hranách otvorů (viz obrázek 7 a 8), vzniká v důsledku utahovacího momentu šroubů, přičemž hodnoty nepřesahují smluvní mez kluzu. Účinky od jednotlivých zátěžných stavů, ať už provozních nebo havarijních, se jeví jako zanedbatelné (napětí je o řád nižší). Je tak možné prohlásit, že primární zatížení je trvalého (statického) charakteru. Amplitudy dynamického zatížení jsou daleko pod příslušnými mezemi únavy, tudíž omezení z hlediska životnosti se neočekává.

Absolutně největší napětí bylo zjištěno na předních patkách v závitových otvorech M4 (od předpětí šroubů). Jedná se o specifickou oblast, kterou je vhodné řešit z pohledu šroubového spoje jako takového. Účinky od uvažovaných zátěžných stavů jsou patrné na přechodových rádiích předních patek. Nejhorší stav byl pozorován na pravé patce při rozvážení rotoru od nevývahy, vzniklé utržením tří lopatek turbíny. V případě zadní patky jde o havarijní stav při násobku $N_y = -9$.

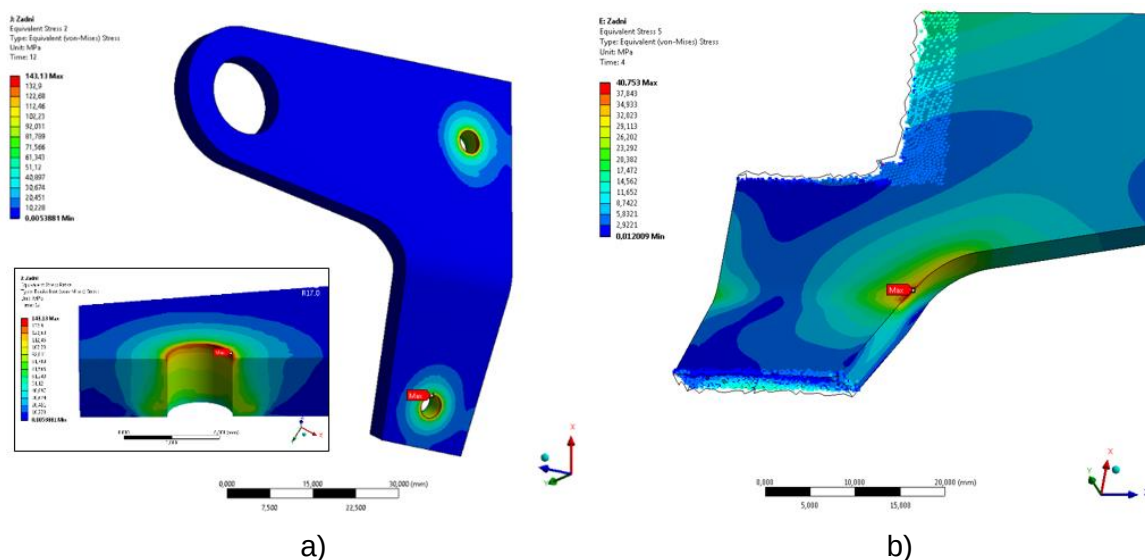
Dále byla provedena analytická kontrola šroubových spojů na kombinované namáhání od tahu a střihu, avšak tato není předmětem článku. Vlivem pevného sevření spoje jsou šrouby opět primárně namáhány staticky, osovým předpětím. Od dynamického zatížení jsou nejvíce namáhány šrouby vlivem rozvážení rotoru.



Obrázek 6 – Deformace globálního výpočtového modelu při maximálním havarijním násobku zatížení.



Obrázek 7 – Redukované napětí pravé přední patky motoru: a) – Lokální špička v závitovém otvoru; b) – odezva na předpětí šroubů; c) – odezva na boční provozní násobek setrvačných sil.



Obrázek 8 – Redukované napětí zadní patky motoru: a) – odezva na předpětí šroubů; b) – odezva na svislý provozní násobek setrvačných sil.

5 Závěr

Na základě požadavků certifikačního procesu bylo vytvořeno zadání pro pevnostní kontrolu závěsů malého proudového motoru TJ100C-125, z produkce První brněnské strojírný Velká Bíteš, a.s. Ve strukturálních numerických analýzách byly uvažovány maximální provozní a havarijní násobky gravitačního zrychlení a dynamické zatížení od zadření a rozvážení rotoru. Celkem bylo spočítáno a vyhodnoceno sedmnáct zátěžných stavů, včetně předpětí šroubů při montáži. Nechyběla ani analytická kontrola šroubového spoje na kombinované namáhání na tah a střih. Pro definované zadání byly patky motoru shledány jako vyhovující, s dostatečnými koeficienty bezpečnosti. Výpočty byly provedeny na prostorových geometrických modelech v prostředí ANSYS Workbench 17.0., s využitím submodelování.

Literatura

CS-22 Sailplanes and Powered Sailplanes EASA, *European Aviation Safety Agency* [online], Copyright © easa.europa.eu 2018 [cit. 31.05.2018]. Dostupné z: <https://www.easa.europa.eu/certification-specifications/cs-22-sailplanes-and-powered-sailplanes>

POSPÍŠIL, F., 1968. *Závitová a šroubová spojení*. Nakladatelství SNTL Praha, 264 stran.

Kontaktní adresa:

Ing. Miroslav Svoboda

První brněnská strojírna Velká Bíteš, a. s., Vlkovská 279, 595 01, Velká Bíteš, Česká republika

Ing. Martin Tůma

První brněnská strojírna Velká Bíteš, a. s., Vlkovská 279, 595 01, Velká Bíteš, Česká republika

MINISTERSTVO VNITRA
ČESKÉ REPUBLIKY

POZVÁNKA NA WORKSHOP

„VÝZKUM, VÝVOJ, TESTOVÁNÍ A HODNOCENÍ PRVKŮ KRITICKÉ INFRASTRUKTURY“

konaný v rámci odborné konference 26th SVS FEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference

Termín konání: 7. - 8. 6. 2018

Místo konání: Atrium Hotel (Nový Smokovec, Slovenská republika)

Workshop je určen pro výzkumné, vědecké a další pracovníky v oblasti ochrany kritické infrastruktury.

Témata jsou řešena v rámci projektu „Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury“:

- Představení projektu a dosavadních výsledků;
Testování a zodolnění prvků kritické infrastruktury proti účinku:
- výbuchu,
 - střel,
 - malorážových a středorážových projektilů,
 - průniku vozidel
- zvyšování jejich schopností s využitím nových technologií a poznatků technologického výzkumu.



Zadavatel:

Ministerstvo vnitra ČR;

Koordinátor projektu:

Vojenský výzkumný ústav, s. p.

Projekt VI20172020061, realizace v letech 2017-2020

Spoluřešitelé:

Univerzita obrany, Fakulta vojenských technologií Brno;

BOGGES, spol. s r. o.;

České vysoké učení technické v Praze, Fakulta stavební;

Poličské strojírny a. s.;



SVS FEM s. r. o.;

**Vojenský výzkumný ústav, s. p.**

Projekt MVČR VI20172020061

„Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury“

Monika Bartošková, Lukáš Halašta a Miloslav Popovič

BV III/1-VS Program bezpečnostního výzkumu České republiky v letech 2015-2020
Smlouva MV ČR/VVÚ č. 40160497 na roky 2017-2020

26th SVS FEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference, Nový Smokovec, SK, 7. - 8.6. 2018

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Hlavní řešitelé projektu

**Koordinátor projektu:**

Vojenský výzkumný ústav, s. p.

Spoluřešitelé:

Univerzita obrany - Fakulta vojenských technologií Brno

BOGGES, spol. s r. o.

České vysoké učení technické v Praze - Fakulta stavební

Poličské strojírny a. s.

SVS FEM s. r. o.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Koordinátor projektu
Vojenský výzkumný ústav, s. p.



www.vvubrno.cz



Vojenský výzkumný ústav, s. p.
 Veveřská 230, 602 00 Brno
 Tel.: +420 543 562 302 Fax: +420 543 562 100

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.-8.6. 2018 Nový Smokovec

Koordinátor projektu
Vojenský výzkumný ústav, s. p.

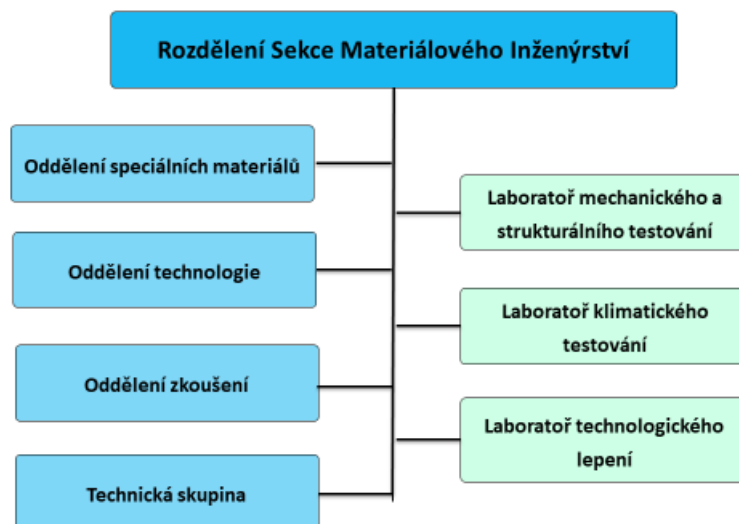
V rámci rezortu MO je jediným státním podnikem s charakterem výzkumné organizace.

Strukturu podniku tvoří následující sekce.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.-8.6. 2018 Nový Smokovec

Struktura naší sekce



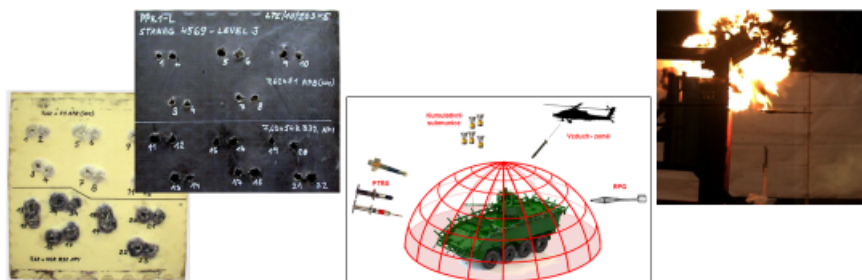
Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Schopnosti sekce (SMI)

Výzkum, vývoj, testování a expertní činnost v oblasti materiálů a technologií potřebných pro zabezpečení obrany v rámci bezpečnosti ČR a plnění závazků vyplývajících z členství ČR v NATO a EU.

Profilové oblasti:

- progresivní materiálová a technologická řešení pancéřové ochrany vojenské techniky.
- zajištění a zvyšování odolnosti vojenské techniky proti střelám, střepinám a výbuchu na základě současných a budoucích potřeb AČR a NATO.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Činnost Sekce Materiálového Inženýrství

Nejdůležitější oblasti činnosti SMI se týkají:

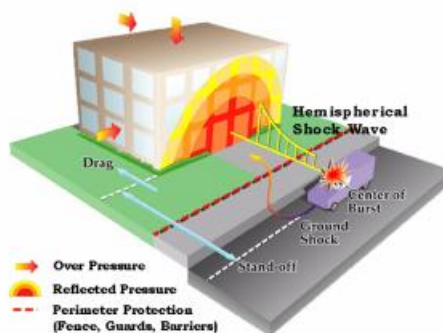
- pokročilých materiálů a technologií jejich zpracování a aplikací,
- zkoušení materiálů, protikoroze ochrany a expertizních činností,
- kovových, keramických a kompozitních pancéřových materiálů,
- pasivních, reaktivních a aktivních systémů balistické ochrany,
- ochrany vozidel a objektů proti účinkům výbuchu,
- výkonu činnosti Národní Autority pro STANAG 4569, 4686, 2920, 4630, 4370.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.-8.6. 2018 Nový Smokovec

Hlavní cíl projektu

Hlavním cílem projektu je získání schopností analyzovat, zkoušet a hodnotit odolnost objektů kritické infrastruktury (KI) proti účinkům výbuchu, střel, projektilů, průniku vozidel a zvyšovat jejich odolnost s využitím nových technologií a poznatků průmyslového výzkumu.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.-8.6. 2018 Nový Smokovec

Prvky kritické infrastruktury

- jsou výrobní a nevýrobní systémy a služby, jejichž nefunkčnost by měla závažný dopad na bezpečnost státu, ekonomiku, veřejnou správu a zabezpečení základních životních potřeb obyvatelstva.



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

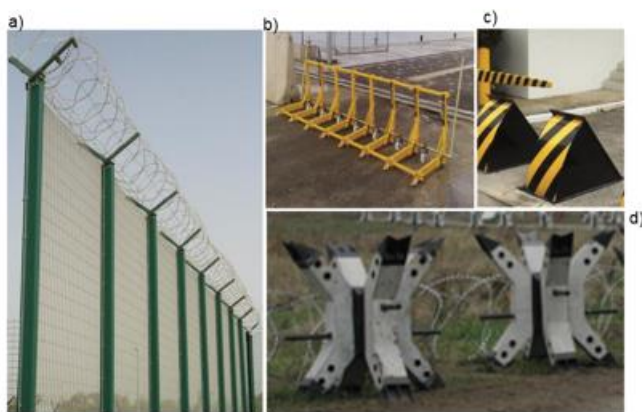
Objekty balisticky odolné



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Ochrana objektu proti vniknutí vozidla

- a) Oplocení se žiletkovou spirálou
- b) Modulární bariérový systém zátarasu
- c) Pevný bariérový systém zátarasu
- d) Železobetonový zátaras



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Platné normy a standardy

- STANAG 2280 Test Procedures and Classification of the Effects of Weapons on Structures
- STANAG 4569 Protection Levels for Occupants of Logistic and Light Armoured Vehicles
- STANAG 2238 Joint Engineering - AJP-3.12
- STANAG 2241 Land Operations – ATP-3.2
- AAP-6 NATO Glossary of Terms and Definitions (English & French)
- AAP-19 NATO Combat Engineer Glossary
- MC-472 NATO Military Concept for Defence against Terrorism
- STANAG 2920 Ballistic Test Method for Personal Armours

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Odolnost slabých částí konstrukce: Okna, dveře, okenice

Pro stanovení odolnosti konstrukcí odolných proti výbuchu jsou v současné době k dispozici také civilní standardy pokrývající především testování slabých částí konstrukce - okna, dveře a okenice:

ČSN EN 13123 Okna, dveře a okenice - Odolnost proti výbuchu - Požadavky a klasifikace,

ČSN EN 13124 Okna, dveře a okenice - Odolnost proti výbuchu - Zkušební metoda,

ČSN EN 13541 Sklo ve stavebnictví – Bezpečnost zasklení – Zkoušení a klasifikace odolnosti proti výbuchovému tlaku,

ČSN EN 1063 Sklo ve stavebnictví – Bezpečnost zasklení – Zkoušení a klasifikace odolnosti proti střelám), při návrhu konstrukcí budov odolných vůči výbuchu velkého množství trhavin je možno dále vyjít z ČSN EN 1998-1 až 6 Eurokód 8: Navrhování konstrukcí odolných proti zemětřesení.



a) Neprůstřelné pevné okno; b) Neprůstřelné sklo po zásahu střelou; c) Balisticky odolné dveře uzamykatelné zevnitř

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Testování a z odolnění prvků KI proti účinku

- Výbuchu, včetně improvizovaných výbušných systémů (IED)



- Malorázových a středorázových projektilů



- Minometných a dělostřeleckých granátů



- Protitankové střely odpalované z ramene-RPG



- Vniknutí vozidla do objektu KI



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Typové objekty

5 typových objektů KI

- Areál
- Objekty – konkrétní zájmový objekt dle oblasti KI
- Uvnitř objektu
- Liniová stavba
- Uzel liniové stavby

Návrhy metodik:

- Testování odolnosti objektů KI proti výbuchu (včetně IED)
- Testování odolnosti objektů KI proti střelám s kumulativní hlavicí
- Testování odolnosti objektů KI tříštivo - trhavým střelám
- Testování odolnosti objektů KI vniknutí vozidel
- Testování odolnosti objektů KI proti projektilům

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Typové objekty

Areál (Ministerstvo obrany, Ministerstvo vnitra, Správa státních hmotných rezerv, jaderné elektrárny, aj.):

• **Bariérová ochrana areálu** (mechanické zábrany) - posouzení na **odolnost vůči průniku vozidla dle PAS 68**

• **Vzdálenost objektů od bariérové ochrany** – posouzení na **balistickou a výbuchovou odolnost dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8**

• **Vjezd do areálu (vrátnice + vjezd)** – posouzení na **balistickou a výbuchovou odolnost dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8**

• **Vchod do areálu** – posuzujeme z hlediska použitých materiálů na hlavní nosné konstrukce a na výplňové konstrukce - posouzení na **balistickou a výbuchovou odolnost dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8**



Obr.: Areál jaderné elektrárny Temelin

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Typové objekty

Objekty – konkrétní zájmový objekt dle oblasti KI (administrativní budova, datové uložště, budovy pro výrobu, sklady, věže, stožáry, pozemní stavby, aj.). Vybrané stavby, zařízení veřejné:

•Konstrukční systém budovy – posuzujeme z hlediska **vzdáleného výbuchu dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8, průniku vozidel dle PAS 68**

•Obvodový plášť budovy – posuzujeme z hlediska **balistické ochrany a vzdáleného výbuchu dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8, průniku vozidel dle PAS 68**



Obr.: Administrativní budova datového centra České správy soc. zabezpečení



Obr.: Administrativní budova Ministerstva vnitra

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Typové objekty

Liniová stavba (pozemní stavby, vodní stavby, rozvod elektrické energie, produktovody, aj.):

Stavba, u níž podstatně převládá jeden rozměr, tj. délka, nad šířkou a výškou:

•Rozvod elektrické energie VVN – průnik vozidla bariérou bránící příjezdu do těsné blízkosti stožárů VVN - posouzení **na průnik vozidla dle PAS 68, vzdálený výbuch v blízkosti stožárů VVN dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8**

•Pozemní dopravní stavby – průnik vozidla bariérou bránící příjezdu do těsné blízkosti mostních podpěr a pilířů - posouzení **na průnik vozidla dle PAS 68, vzdálený výbuch dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8.**

•Vodní stavby – posouzení **na výbuch v blízkosti hráze nebo přímo na ni dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8, proti průniku vozidla dle PAS 68**

•Produktovody – posouzení **na výbuch v blízkosti produktovodu dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8, proti průniku vozidla dle PAS 68**

•Datový přenos – posouzení **na výbuch v blízkosti stožárů GSM dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8, proti průniku vozidla dle PAS 68**



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Typové objekty

Uzel liniové stavby:

• **Křižovatky** – Místa kde se pozemní komunikace protínají nebo stýkají. Z hlediska KI se jedná o křižovatky na důležitých trasách (Pražský okruh,...) – posuzujeme na **výbuch v blízkosti nebo přímo v křižovatce dle STANAG 2280, ATP 3.12.1.8**

• **Trafostanice VVN (přenosová soustava)** – Transformovny zajišťují jak rozdělování elektrické energie, tak i transformaci na potřebné napětí – tyto objekty KI posuzujeme na **průnik vozidel do blízkosti transformoven VVN dle PAS 68 a na výbuch v blízkosti transformovny dle STANAG 2280, ATP – 3.12.1.8**



Obr.: Silniční a dálniční síť ČR



Obr.: Rozvodna ČEPS - Krasikov

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Nejběžnější příklady z použitých staviv:

- **Cihla plná** – historicky univerzální použití – rodinné domy (svíslé nosné konstrukce, dělicí konstrukce, vodorovné konstrukce. Nejběžnější tloušťka obvodové zdi **600 mm a 450 mm**) bytové domy, průmyslová výstavby, mosty, ploty,...



- **Cihla děrovaná** – rodinné domy (svíslé nosné konstrukce, dělicí konstrukce,... Minimální tloušťka obvodové stěny **375 mm**), bytová výstavba, průmyslová výstavba, ploty,...



- **Porotherm** – převážně rodinné domy (nejběžnější tloušťka obvodové zdi **300 mm a 440 mm**), bytová výstavba, výpiňové zdivo u monolitických a montovaných staveb. Kompletní zdící systém.



- **Beton C25/30** – Typický konstrukční beton používají se jak v bytové, občanské, tak i průmyslové výstavbě (tloušťka obvodových stěn **150 – 250 mm**). V bytové a občanské výstavbě se používá převážně na základy, stropy, sloupce, věnce, instalační jádra, instalační šachty, ztužující jádra (výťahové šachty). V průmyslové výstavbě se z něj zhotovují základové patky, základové pasy, sloupce, stropy, instalační jádra, šachty, stěny. Omezenější použití i u prefabrikovaných staveb (používání vyšších pevnostních tříd betonu).

- **Beton C45/55** – použití převážně pro speciální konstrukce, například mosty, velkorozponové betonové nosníky, speciální statické konstrukce, předpjaté konstrukce,...

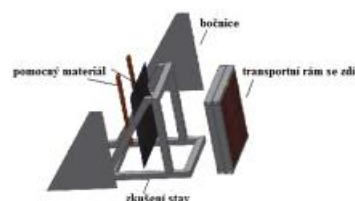
- **Pórobeton (Ytong P2 – 400)** – Tvárnice převážně na rodinnou výstavbu, max. 2 podlaží, kompletní zdící systém. Možná minimální tloušťka obvodového zdiva **300 mm**, nejpoužívanější tloušťka **375 mm**



- **Pórobeton (Ytong P4 – 500)** – Tvárnice pro bytovou výstavbu všeobecně – rodinné a bytové domy. Bytové domy do 3 – 4 podlaží. Kompletní zdící systém. Možná minimální tloušťka obvodového zdiva **250 mm**, nejpoužívanější tloušťka **375 mm**.

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Testování běžného zdiva

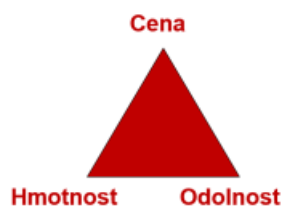


Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Materiály pro z odolnění

Základní rozdělení materiálů:

- Kovové
- Keramické
- Polymerní
- Sklenná vlákna



Specifika jednotlivých materiálů:

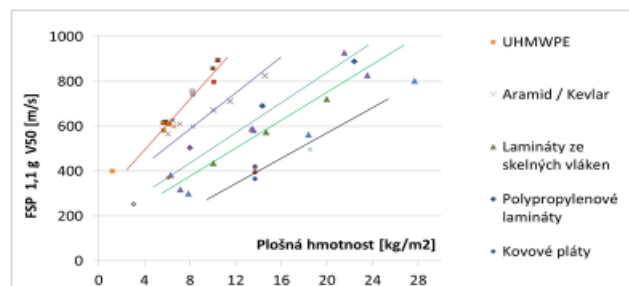
- Kovové – duktilita x tvrdost
- Keramické – balistický výkon x multi hit kapacita
- Polymerní – balistický výkon x cena

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Materiály pro z odolnění- balistické lamináty

Balistické lamináty:

- Lamináty mají výrazný balistický výkon zejména proti střepinám
- Velká absorpční schopnost i díky řízené delaminaci
- Klasické balistické materiály UHMWPE (Dyneema, Endumax, Spectra)
- aramid (Twaron, Kevlar) – velmi dobrý výkon, ale vysoká cena
- Potenciál pro alternativní lamináty na bázi polypropylenu (komerční PURE, CURV, TEGRIS) a nově vyvinuté
- Synergický účinek s vhodnou čelní vrstvou např. PMMA, vrstvené sklo



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Výzkum přídavného pancéřování kombinací obkladového materiálu



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Testování odolnosti plotových dílců na ochranu perimetru KI proti účinku střel s kumulativní hlavicí



Sestava pro stříleckou zkoušku



Použitá munice PG-7V



Zbraň RPG-7

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Ochrana perimetru KI proti vniknutí vozidla

TAB. 4 Specifikace vozidel dle STANAG 2280 – příklady

Typ zkušebního vozidla	Maximální klasifikace vozidel UNECE	Názorný příklad
Osobní	M1	
Lehké pickup se zkrácenou kabinou	M2	
Vozidla s krátkou kabinou	N1	
	N2	
	N3	
	N3	

Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Ochrana perimetru KI proti vniknutí vozidla

Pro simulaci byl použit model vozidla dle normy STANAG 2280 – N2.

Počáteční rychlost vozidla byla 48 km/h.

Hmotnost:

$m_{\text{celková}} = 7500 \text{ Kg}$

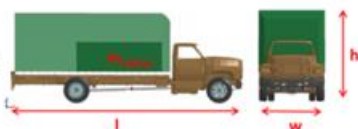
$m_{\text{náklad}} = 2246 \text{ kg}$

Rozměry :

$l = 857 \text{ cm}$

$w = 244 \text{ cm}$

$h = 333 \text{ cm}$



Výzkum, vývoj, testování a hodnocení prvků kritické infrastruktury - WORKSHOP - 7.- 8.6. 2018 Nový Smokovec

Nová produktová řada ANSYS 3D Design



ANSYS Discovery SpaceClaim

Představuje intuitivní 3D geometrický modelář založený na technologii „Direct Modeling“. Slouží k tvorbě, editaci a opravě 3D geometrie vhodné jak pro běžnou konstrukční činnost, tak pro další numerické analýzy.

ANSYS Discovery Live

Nové prostředí určené pro konstruktéry kombinuje možnosti profesionálního CAD prostředí odvozeného z prostředí SpaceClaim s možností okamžité simulace. Nabízí interaktivní návrh a vývoj konstrukce

ANSYS Discovery AIM

Nově navržené multifyzikální prostředí pro provádění numerických simulací určené pro každého inženýra. Snahou je umožnit běžnému uživateli zadávat a vyhodnocovat vlastní komplexní úlohy bez nutnosti učit se různá a složitá prostředí výpočtových programů či modulů.

www.svsfem.cz



Title: 26nd SVSFEM ANSYS Users' Group Meeting and Conference 2018

Date and place of the event: 6th – 8th of June 2018, Nový Smokovec, Slovak Republic

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: 128

Edition: 1.

Year: 2018, Brno, Czech Republic

ISBN: 978-80-905525-5-5

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 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)

