# STRUCTURE AND ENVIRONMENT

ARCHITECTURE, CIVIL ENGINEERING, ENVIRONMENTAL ENGINEERING AND ENERGY

No. 1/2015 vol. 7 PL ISSN 2081-1500 www.sae.tu.kielce.pl KIELCE UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



### **Contents**



JACEK SZAFRAN ANALYTICAL DETERMINATION OF AERODYNAMIC RESISTANCE OF THE SKELETAL TELECOMMUNICATION TOWERS	5
VADYM ABYZOV MULTIVARIATE ARCHITECTURE-&-CONSTRUCTIVE SYSTEM ON THE BASIS OF BEAMLESS FRAMEWORK	15
AGNIESZKA RÓG MOISTURE SUSCEPTIBILITY OF WARM MIX ASPHALT CONCRETE CONTAINING SYNTHETIC ZEOLITE	20

# environment

DIANA CHYLIŃSKA	
THE INFLUENCE OF PARTICULAR PARAMETERS ON THE TEMPERATURE DISTRIBUTION IN THE IMPLETION OF REGENERATIVE HEAT EXCHANGER	29
TOMASZ KOZLOWSKI, MARTA KOLANKOWSKA, ŁUKASZ WALASZCZYK A FINITE DIFFERENCE SCHEME TO SOLVE ONE-DIMENSIONAL PROBLEMS ASSOCIATED WITH SOIL FREEZING AND THAWING	34
PETER DURČANSKÝ, PETER PILÁT, RADOVAN NOSEK, JOZEF JANDACKA <b>NEW WAYS OF RENEWABLE SOURCES UTILIZATION FOR ELECTRICITY PRODUCTION</b>	43
HOW TO PREPARE THE MANUSCRIPT	48
THE REVIEW PROCESS	49

#### **EDITORIAL BOARD**

Main Editor Jerzy Z. Piotrowski Editor Radosław Zaborek Secretary of the Editorial Board Łukasz Orman Sectional Editor STRUCTURE Marek Iwański Sectional Editor ENVIRONMENT Lidia Dąbek

#### **SCIENTIFIC BOARD**

#### STRUCTURE

Chairmanship Jerzy Wawrzeńczyk

Tomasz Arciszewski (USA), Lesław Brunarski, Go Iwahana (Japan), Zbigniew Kowal, Jozef Melcer (Slovakia), Michaił V. Nemchinov (Russia), Victor Proskuriakow, Zbigniew Rusin, Bohdan Rymaszewski, Wacław Seruga, Malgorzata Wilczkiewicz (USA)

#### ENVIRONMENT

#### Chairmanship Tomasz Kozłowski

Satoshi Akagawa (Japan), Elżbieta Bezak-Mazur, Dorota Chwieduk, Graham Herbertson (Scotland), Andrzej Kapłon, Andrzej Kuliczkowski, Janusz Łomotowski, Paweł Purgał, Leszek Radziszewski, Anatol Stroy (Ukraine), Maria Żygadło

Photos on the cover Jerzy Z. Piotrowski

www.sae.tu.kielce.pl sae@tu.kielce.pl The quarterly printed issues of Structure and Environment are their original versions

The Journal published by the Kielce University of Technology

PL ISSN 2081-1500

© Copyright by Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, 2015

25-314 Kielce, al. Tysiąclecia Państwa Polskiego 7 tel. 41 34 24 581 www.wydawnictwo.tu.kielce.pl



Kielce University of Technology 2015

## structure structure



## ANALYTICAL DETERMINATION OF AERODYNAMIC RESISTANCE OF THE SKELETAL TELECOMMUNICATION TOWERS

#### Abstract

Computational determination of aerodynamic resistance for high truss structures like telecommunications towers is the subject of this study. Normalized procedures were presented with an example of an existing structure concerning the total wind coefficient. The results of calculations along with their broad elaboration and interpretation have been presented. Analyses and calculations were conducted for a tower of height equal to 84 metres and of a triangular cross section. The structure is characterized by round full rods as the legs of the tower and hot-rolled angle bars as the bracing. Two computational approaches were applied providing the results for each of them. The achieved results allow for stating that selection of a computational standard procedure should be adequate to an analysed structure and its characteristic features. The information included in the article is particularly useful in case of the determination of carrying capacity of existing tower structures on the basis of Eurocode standards.

Keywords: aerodynamic resistance, total wind force coefficient, telecommunication towers, linear ancillary item

#### 1. Introduction

Introduction of European standards in recent times in the Polish regulations caused great changes in the determination of carrying capacity of individual civil structures. The analysis of carrying capacity with respect to current provisions is still a challenging problem for designers and building surveyors. This results from the fact that not only did the concepts of determination of the carrying capacity of individual structural elements change but the way the load is formulated changed as well. There are particular situations where objects designed a dozen years ago, based on completely different requirements and standard procedures must be recalculated. Steel structures of telecommunication towers are a typical example of such a situation.

The rapidly growing market for telecommunication services along with new hardware requirements and social needs are the signs of our time. Therefore, mobile telecommunication operators are constantly modifying their infrastructure and electronic devices due to this demanding situation. Considering telecommunication equipment and hardware, we can take devices like radio modules, panel antennas, microwave dishes, etc. All such installations are mounted on support structures like telecommunication towers. Every modification of such equipment affects main structure characteristic parameters such as magnitude of loading, aerodynamic factors and etc. It provides a necessity for recalculations of the tower carrying capacity.

The study is devoted to the computational determination of aerodynamic resistance of tower telecommunication structures based on the formulae included in the standards [1].

#### 2. Problem description

In general sense the coefficient of aerodynamic resistance (or the total wind force coefficient or wind drag) depends on [2]: shape of a cross section of bars of a lattice structure, their slenderness, shape of a horizontal section of a tower and a direction of wind relative to walls of an object. The definition of wind drag given in [1] is as follows – resistance to the flow of wind offered by elements of a tower or a guyed mast and any ancillary items that it supports, given by the product of a drag coefficient and a reference projected area, including ice where relevant.

As it is described in [3], the term "wind loading resistance" is generally adopted to encompass the combination of area, shielding effects and drag coefficients. The simplest analytical explanation of wind mean loading on a tower may be expressed as:

$$P = \frac{1}{2}\rho V^2 c_f A \tag{1}$$

where:  $\rho$  is the air density [kg/m<sup>3</sup>], V [m/s] is the relevant wind velocity,  $c_f$  is the drag coefficient related to the area A [m<sup>2</sup>].

Considering wind resistance, which should be expressed as the  $R = c_f A$ , we have to realize that the most difficult aspect to codify is the treatment of ancillaries mounted on the structure. Additional elements can take different forms, in terms of position and of shapes, covering ladders, feeders, safety access rails, antennas and dishes, etc. [3].

In case of telecommunication towers with higher complexity (e.g. flat-sided and circular-section members), calculation problem of aerodynamic resistance seems more challenging. For towers made from profiles of different kind, loaded with cable and climbing ladders or other linear ancillaries like antennas and their support structures, correct estimation of the aerodynamic resistance is a demanding task. We should include interactions of structural elements and accessories, their mutual shielding effect as well as different flow patterns of elements of flat sided or circular edges.

The determination of the aerodynamic coefficient according to standard [4], which is widely described in publication [5], was a relatively simple procedure. The solidity ratio of one (usually front) face of the spatial truss is the main parameter in this approach. It should be described as follows:

$$\varphi_L = \frac{F + F_L \cdot 0.6}{S} \tag{2}$$

where: *F* is the shadow area (area of the solid members in the appropriate face) of every structural element of the front face, on a plane normal to wind direction, *FL* is the shadow area of the linear ancillaries of the tower, *S* is the area of the considered contour (elevation).

For a tower with circular-section legs and flat-sided braces, the coefficient of aerodynamic resistance is described by the formula given in [4] as:

$$c_f = 3.5 - 4.0 \cdot \varphi, \ 0 < \varphi < 0.37$$
 (3)

Similar considerations can be carried out according to standard [1]. However, we should emphasize that the degree of their complexity is definitely greater.

Considering wind loading of steel skeletal telecommunication towers, we should realize that this particular kind of loading is the crucial one, and it decides about the cross-sections of structural members, the geometrical dimensions of a tower, the total weight of a structure, etc. Taking this fact into consideration, it is worth presenting the formulae given in [1] that are describing the wind force in the direction of the wind on the tower.

The mean wind load in the direction of the wind on the tower is described as follows:

$$F_{m,W}\left(z\right) = \frac{q_p}{1 + 7J_v\left(z_e\right)} \sum c_f A_{ref}$$
(4)

where:  $J_v$  is the turbulence intensity, qp [kN/m<sup>2</sup>] is the peak velocity pressure,  $A_{ref}$  [m<sup>2</sup>] is the reference area of the structure (projected area), z [m] is the height above ground level and  $c_f$  is the total wind force coefficient.

On the other hand, we have to take the equivalent gust wind load in the direction of the wind into consideration during the carrying capacity analysis which is determined as follows:

$$F_{T,W}(z) = F_{m,W}(z) \left[1 + \left(1 + 0.2\left(\frac{z_m}{h}\right)^2\right) \frac{\left[1 + 7J_v(z_e)\right]c_sc_d - 1}{c_0(z_m)}\right]$$
(5)

where: cscd is the structural factor,  $z_m$  [m] is the height above the base at which a load effect is required,  $c_0(z_m)$  is the orography factor and h [m] is the overall tower height.

As we can find in Equation (4), the magnitude of the mean wind load depends on four parameters where the most difficult to determine via analytical calculations, as it was mentioned above, is the total wind force coefficient.

#### 3. Analyzed structure

Analysis has been performed on the basis of the existing telecommunication tower illustrated in Fig. 1 of height equal to 84 meters. The construction is divided into 14 sections with their height equal to 6.0 meters. The lowest section S-14 is presented in Fig. 1 in axonometric view. The static scheme of such a structure is a spatial truss fixed in ground by the foundations.



Fig. 1. The static scheme of the tower and the axonometric view of the lowest section of the tower

The leg members of the tower (the main load-bearing components) consist of circular full rods and primary bracing members with hot-rolled angle bars. Feeders, cables and climbing ladder (linear ancillary) is placed centrally inside the tower. The ladder is made of two vertically situated cold-formed C-bars connected by circular rods at one end, and with brackets for feeders and cables at the other end as it is presented in Figure 1 and Figure 2.



Fig. 2. The cross section of the tower and the cable-climbing ladder

In Figure 2 there is presented the cross section of the tower above the service platform. We can also find the cable-climbing ladder placed in the center of the structure. Numbers 1, 2 and 3 on the drawing denote particular faces of the tower. An arrow presents the wind direction where  $\Theta_1$  is the angle of incidence of the wind normal to face 1. As we can observe in the attached picture taken on the existing tower, there are cables and feeders on the rear side of the ladder and also on the cantilevers mounted to the front-climbing part.

Table 1 presents individual elements for every section of the structure such as leg members, primary and secondary bracing. The most important part of the data collected in Table 2 are:  $A_{f,i}$  that is the total projected area when viewed normal to the face of the flat-sided section members in the face (1, 2 or 3) where  $A_{c,i}$  is the total projected area normal to

the face of the circular-section members in the face (1, 2 or 3) in sub critical regimes. Especially important for further considerations is the division the projected area of an individual section for circular and flatsided members. It results from the necessity of consideration of different flow patterns around sharp edges and circular members. For circular members the flow is critically dependent on wind velocity, or in aerodynamic terms, on the Reynolds number.

tructure

The collected areas of the analyzed structure are specified for the angle of incidence of the wind  $\Theta_1$  equal to 0.

The total area projected normal to a face (e.g. 1) of the structural components without ancillaries should be expressed as:

$$A_{S,1} = A_{c,1} + A_{f,1} \tag{6}$$

Table 2 presents the elements and their projected areas of the cable-climbing ladder. As it can be found,

there is a division of the flat-sided elements  $A_{A,f}$  and the circular members  $A_{A,c}$  and we notice that for this particular structure, the projected area of the ladder is equal for all the tower sections.

It should be emphasized that the total area of the cable-climbing ladder is equal to:

$$A_{A} = A_{A,c} + A_{A,f} \tag{7}$$

#### 4. Aerodynamic resistance calculations

All calculations of the total wind force coefficient are based on one of the most important parameters in the theory of aerodynamic resistance of skeletal structures, the solidity ratio. Standard [5] describes it as follows:

$$\varphi = \frac{A}{A_c} \tag{8}$$

where:  $A [m^2]$  is the sum of projected areas of the members and  $A_c [m^2]$  is the overall envelope area.

Table 1. Sections of the towers with their projected areas for  $\Theta_1 = 0^\circ$ 

Section	Legs	Primary bracing	Secondary bracing	A <sub>c,1</sub> [m <sup>2</sup> ]	A <sub>,f,1</sub> [m <sup>2</sup> ]	A <sub>c2</sub> [m <sup>2</sup> ]	A <sub>f2</sub> [m <sup>2</sup> ]	A <sub>c3</sub> [m <sup>2</sup> ]	A <sub>f,3</sub> [m <sup>2</sup> ]
S-1	Ø80	L 90x60x8	C 65	0.96	1.10	0.96	0.86	0.96	0.86
S-2	Ø80	L 90x60x8	C 65	1.48	0.47	1.48	0.27	1.48	0.27
S-3	Ø90	L 90x60x8	C 65	1.69	0.48	1.69	0.22	1.69	0.22
S-4	Ø90	L 90x60x8	C 65	1.61	0.93	1.61	0.60	1.61	0.60
S-5	Ø100	L 90x60x8	C 65	1.20	1.62	1.20	1.06	1.20	1.06
S-6	Ø100	L 120x80x10	C 65	1.20	1.92	1.20	1.27	1.20	1.27
S-7	Ø100	L 120x80x10	C 65	1.20	2.47	1.20	1.52	1.20	1.52
S-8	Ø110	L 120x80x10	L 100x100x10	1.32	2.04	1.32	1.41	1.32	1.41
S-9	Ø110	L 150x100x10	L 100x100x10	1.32	2.54	1.32	1.74	1.32	1.74
S-10	Ø110	L 150x100x10	L 120x120x10	1.32	2.85	1.32	1.88	1.32	1.88
S-11	Ø120	L 150x100x10	L 120x120x10	1.44	3.01	1.44	1.94	1.44	1.94
S-12	Ø120	L 150x100x10	L 120x120x10	1.44	3.19	1.44	2.02	1.44	2.02
S-13	Ø120	L 200x100x10	L 150x150x12	1.44	3.61	1.44	2.23	1.44	2.23
S-14	Ø120	L 200x100x10	L 150x150x12	1.44	3.83	1.44	2.30	1.44	2.30

Table 2. The elements of the cable-climbing ladder

		Flat-sided	members	C	ircular section membe	rs	
	Access rail [m²]	Guide rails [m²]	Cable cantilevers [m <sup>2</sup> ]	Feeders and cables [m <sup>2</sup> ]	Steps [m²]	A <sub>A,c</sub> [m <sup>2</sup> ]	
Section	0.30	0.72	0.13	1.15	1.54	0.123	1.66

Table 3. Envelope areas  $A_c$  [m<sup>2</sup>] for particular sections of the tower

S-1	S-2	S-3	S-4	S-5	S-6	S-7	S-8	S-9	S-10	S-11	S-12	S-13	S-14
15.0	16.8	20.4	24.0	27.6	31.2	34.8	38.4	42.0	45.6	49.2	52.8	56.4	60.0

structure structure

The envelope areas for the sections of the analyzed structures are collected in Table 3.

It should be underlined that Equation (8) expresses the structure shadow area only, and the formula does not include ancillaries like a ladder, etc. It should be noticed that the data collected in Table 1 indicates that for the individual faces of the tower (1, 2 or 3) we obtain different solidity ratios ( $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$  or  $\varphi_3$ respectively).

According to standard [1] and the recommendations given in [3, 6], calculations of the tower aerodynamic resistance might be considered applying two independent approaches. It depends on the systems of the tower structures and that may be generally divided into symmetrical structures with limited ancillaries and structures containing ancillaries.

To present the algorithm of the calculations, detailed expression, formulae, the results are going to be shown on one chosen section of the tower – S-10. The results for other sections take a tabular form. All the calculations are provided for the angle of incidence of the wind  $\Theta_1 = 0^\circ$ .

#### 4.1. Total wind force coefficient - general method

According to [1], the total wind force coefficient in direction of wind over a section of the structure should be taken as:

$$c_{f,10} = c_{f,S,10} + c_{f,A,10} \tag{9}$$

where:  $c_{f,S,10}$  is the wind force coefficient of bare structure section S-10 determined using a solidity ratio  $\varphi$ ,  $c_{f,A,10}$  is the wind force coefficient of the ancillaries in section S-10.

It is worth emphasizing that in this approach only face 1 with the feeder-cable ladder should be considered.

The solidity ratio for section S-10 is equal to:

$$\varphi_{10} = \frac{A_{c,1.10} + A_{f,1.10} + A_{A,c} + A_{A,f}}{A_c} = 0.153 \quad (10)$$

The force coefficients for sections composed of flat sided, sub critical circular members are given by:

$$c_{f,0,f,10} = 1.76 \cdot C_1 \left[ 1 - C_2 \cdot \varphi_{10} + \varphi_{10}^2 \right] = 2.71$$
  

$$c_{f,0,c,10} = C_1 \left( 1 - C_2 \cdot \varphi_{10} \right) + \left( C_1 + 0.875 \right) \varphi_{10}^2 = 1.55$$
(11)

where:  $C_1$  is equal to 1.9 and  $C_2$  is 1,4 for the triangular structures.

The value of the overall normal force coefficient  $c_{f.S.0.10}$  that is applicable to the structural framework of

triangular section S-10 composed of both flat-sided and circular sections should be calculated as:

$$c_{f,S,0,10} = c_{f,0,f,10} \frac{\left(A_{f,1.10} + A_{A,f}\right)}{\left(A_{s,1.10} + A_{A}\right)} + c_{f,0,c,10} \frac{\left(A_{c,1.10} + A_{A,c}\right)}{\left(A_{s,1.10} + A_{A}\right)} = 2.21$$
(12)

The wind incidence factor  $K_{\Theta} = 1.0$  for  $\Theta_1 = 0^{\circ}$ , thus the wind force coefficient of structure section S-10 is equal to:

$$c_{f,S,10} = K_{\Theta}c_{f,S,0,10} = 2.21 \tag{13}$$

Let us focus now on the part of Equation (9) that describes participation of the feeder-climbing ladder in overall coefficient wind force. Reduction factor that takes into account the shielding of the component by the structure itself for the triangular cross section of the tower and ancillaries placed internally to the structure  $K_A$  is equal to 0.8. Overall normal drag coefficient appropriate for the item and its Reynolds number for flat-sided sections given in [1] is

$$c_{f,A,0} = 2.0$$
 (14)

It's necessary to underline that in this codified approach the ladder with all its elements such as cables, feeders, steps, access rails, etc. is treated as a one solid component. Taking it into our consideration, an analyzed ancillary should be treated as a one, flatsided element as given above. In the analysis of the aerodynamic resistance of the ladder,  $\psi$  denotes an angle of wind incidence to the longitudinal axis of a linear member. For the purpose of these calculations, the angle  $\psi$  takes the most adverse value 90°.

The conclusions given above lead us to the determination of the wind force coefficient of the ancillaries in section S-10:

$$c_{f,A,10} = K_A \cdot c_{f,A,0} \cdot \sin^2 \psi = 1.6$$
(15)

During the calculation process, we obtained all the parameters that allow us to determine the total wind force coefficient in the direction of the wind over section S-10:

$$c_{f,10} = c_{f,S,10} + c_{f,A,10} = 3.81 \tag{16}$$

The results for other sections are collected in Table 4 that contains all the parameters described in the previous considerations.

Table 4. The results of the calculations for the general method

Section	φ	C <sub>f,0f</sub>	C <sub>,f,0,c</sub>	C <sub>,f,s,0</sub>	C <sub>f,A</sub>	۲,
S-1	0.325	2.18	1.28	1.69	1.6	3.29
S-2	0.283	2.29	1.33	1.65	1.6	3.25
S-3	0.243	2.40	1.39	1.72	1.6	3.32
S-4	0.222	2.47	1.42	1.83	1.6	3.43
S-5	0.204	2.53	1.45	1.98	1.6	3.58
S-6	0.190	2.57	1.48	2.05	1.6	3.65
S-7	0.186	2.59	1.48	2.10	1.6	3.70
S-8	0.161	2.68	1.53	2.12	1.6	3.72
S-9	0.159	2.68	1.53	2.17	1.6	3.77
S-10	0.153	2.71	1.55	2.21	1.6	3.81
S-11	0.148	2.73	1.56	2.23	1.6	3.83
S-12	0.141	2.75	1.57	2.26	1.6	3.86
S-13	0.139	2.76	1.57	2.29	1.6	3.89
S-14	0.135	2.77	1.58	2.32	1.6	3.92

#### 4.2. Total wind force coefficient – method for special cases

The total wind force coefficient in this analytical approach may be determined according to [1] from expression as follows

$$c_{f,10} = c_{1e} \cos^2\left(\frac{3\Theta_1}{4}\right) + c_{2e} \sin^2\left(\frac{3\Theta_1}{4}\right)$$
 (17)

The main difference between the presented methods (the general and one for special cases) is the treatment of the sections as general. In 4.1., there is an assessment that for obtaining aerodynamic resistance we need to take into consideration only face 1 and the feeder-climbing ladder behind. Here faces 1, 2 and 3 are included in calculations as well as the fact that there are some shielding effects expressed in the analysis by a shielding factor. According to standard [1], for section S-10 it should be calculated as follows:

$$\eta_{F,10} = \left(1 - \frac{A_{S,1.10} + A_{A,1.10}}{45.60}\right)^{1.89} = 0.73$$
  
$$\eta_{e,10} = \eta_{F,10} \left(A_{F,1.10} + 0.83 \cdot A_{c,1.10} + A_{A}\right) / (18)$$
  
$$/ (A_{S} + A_{A}) = 0.71$$

To obtain the total force coefficient we should calculate factors for every face, treated here as a single frame. The results and formulae are collected in Table 5. It should be explained that:  $c_{f,S1,10}$  is the force coefficient appropriate for face 1 in section S-10,  $c_{f,A1,10}$  is the wind force coefficient appropriate for face 1 in section S-10 for the ancillary items are not treated as structural members. For circular members  $c_{f,A1,10}$  they are equal to 0.5 and for flat-sided 2.0 respectively. In Equation (17) there are  $c_{1,e}$ ,  $c_{2,e}$  factors that denote effective wind force coefficients given for triangular structures by following:

$$c_{1e,10} = \left(c_{1.10} + \frac{0.67 \cdot \eta_e}{2} (c_{2.10} + c_{3.10})\right) K_{\Theta} = 2.13$$

$$c_{2e,10} = \left(c_{2.10} + \frac{0.67 \cdot \eta_e}{2} (c_{1.10} + c_{3.10})\right) K_{\Theta} = 2.24$$
(19)

Finally, the total wind force coefficient given by Equation (17) takes the value of

$$c_{f,10} = c_{1e,10} = 2.13 \tag{20}$$

In Table 6 the results of cf for other sections of the analyzed tower are collected.

#### 5. Comparison of the results

Comparison of the results obtained through two independent standard methods is presented in the graphical form in Figure 3.



Face	Coefficient	Formula	Result
	$\mathcal{C}_{f,f,1.10}$	$1.58 + 1.05 (0.6 - \varphi_{1.10})^{1.8}$	1.83
	$C_{f,c,1.10}$	$\left(0.6+0.4\varphi_{1.10}^2\right)c_{f,f,1.10}$	1.11
1	<i>C</i> <sub><i>f</i>,<i>S</i>1.10</sub>	$c_{f,f,1.10} \frac{A_{f,1.10}}{A_S} + c_{f,c,1.10} \frac{A_{c,1.10}}{A_S}$	1.60
	<i>C</i> <sub>1.10</sub>	$c_{f,S1.10} \frac{A_{S,1.10}}{A_S + A_A} + c_{f,A1.10}$ $f \frac{A_{A,f}}{A_S + A_A} + c_{f,A1.10,c} \frac{A_{A,c}}{A_S + A_A}$	1.40
	$\mathcal{C}_{f,f,2.10}$	$1.58 + 1.05(0.6 - \varphi_{2.10})^{1.8}$	1.84
	<i>C</i> <sub><i>f</i>,<i>c</i>,2.10</sub>	$(0.6+0.4\varphi_{2.10}^2)c_{f,f,2.10}$	1.12
2(3)	$C_{f,S2.10}$	$c_{f,f,2.10} \frac{A_{f,2.10}}{A_S} + c_{f,c,2.10} \frac{A_{c,2.10}}{A_S}$	1.54
	C <sub>2.10</sub>	$c_{f,S2.10} \frac{A_{S,2.10}}{A_S + A_A}$	1.54

Table 5. The calculation parameters

Table 6. Total wind force coefficients obtained via method for special cases

S-1	S-2	S-3	S-4	S-5	S-6	S-7	S-8	S-9	S-10	S-11	S-12	S-13	S-14
1.67	1.57	1.61	1.73	1.91	1.97	2.03	2.04	2.09	2.13	2.15	2.18	2.21	2.24



Fig. 3. Comparison of the results

#### 6. Conclusions

Performed calculations yield the following conclusions:

 in Figure 3 we observe that the choice of the presented method of calculations has a large impact on the value of the cf coefficient for individual sections of the analyzed tower structure;

- analyses of towers of high complexity with the combination of flat-sided and circular-section members, containing feeders and ladders, antennas and their support structures, should be based on the method for special cases;
- formulae adopted in this method have been introduced into standard [1] to cover any combination of flat-sided or circular section members along with a shielding factor;
- determination of the wind drag coefficient with respect to the incorrect calculation approach can lead to the overestimation of the mean wind value, which has crucial impact on the results of analyses of the carrying capacities of existing and new structures;
- the results that have been obtained according to the method for special cases correlate well with the ones presented in publication [3];

 considering aerodynamic behavior of tower structures, it is worth underlining that the fullscale measurements (given by Nielsen in [7]) showed that the wind resistance of lattice towers should be significantly lower than the estimated ones conducted according to standards [1, 4].

#### References

- [1] Eurocode 3: *Design of steel structures. Towers, masts and chimneys.* Tower and masts. European Committee for Standardization, Brussels, 2008.
- [2] Rykaluk K.: Steel structures. Chimneys, tower, masts. Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2004.

#### Jacek Szafran

- [3] Smith B.W.: *Communication structures*. Thomas Telford Publishing, London 2007.
- [4] PN-B-03204:2002: Steel structures. Towers and masts. Design and Execution. Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa 2002.
- [5] Eurocode 1: Actions on structures. General actions. Part 1-4: Wind actions. European Committee for Standardization, Brussels, 2004.
- [6] Smith B.W.: Comparison of the Draft Code of Practice for lattice Towers with wind load measurements on a complete model lattice tower. Building Research Establishment, 1985.
- [7] Nielsen M.G.: Wind tunnel tests. Meeting of IASS Working Group 4: Tower and masts. Oslo 2001.

## Analityczne określenie oporu aerodynamicznego kratowych wież telekomunikacyjnych

#### 1. Wstęp

Wprowadzenie w ostatnim czasie do polskich unormowań prawnych europejskich norm projektowych spowodowało duże zmiany w określaniu nośności poszczególnych obiektów budowlanych. Analiza nośności obiektów istniejących w oparciu o aktualne przepisy w dalszym ciągu nastręcza problemów projektantom i rzeczoznawcom budowlanym. Wynika to z faktu, że zmianie uległy nie tylko koncepcje określania nośności poszczególnych elementów konstrukcji, ale także sposób formułowania ich obciążenia. W sposób szczególny dotyczy to analizy przydatności do dalszego użytkowania obiektów zaprojektowanych kilka lub kilkanaście lat temu na podstawie zupełnie innych wymagań i procedur normowych. Typowym przykładem takiej sytuacji mogą być stalowe konstrukcje wież telekomunikacyjnych.

Niniejsze opracowanie w całości poświęcone jest wyznaczaniu oporu aerodynamicznego konstrukcji wieżowych na podstawie formuł zawartych w normie [1].

#### 2. Opis problemu

W sensie ogólnym współczynnik oporu aerodynamicznego (czy też współczynnik oddziaływania wiatru) zależy wg [2] od: kształtu przekroju poprzecznego prętów konstrukcji kratowej, ich smukłości, kształtu przekroju poziomego wieży oraz kierunku działania wiatru względem ścian wieży. W przypadku wież telekomunikacyjnych, dla których konieczne jest wyznaczenie oporu aerodynamicznego, problem wydaje się być bardziej złożony. Dla obiektów wieżowych wykonanych z różnego rodzaju profili, obciążonych drabinami kablowymi i włazowymi, antenami i ich konstrukcjami wsporczymi prawidłowe oszacowanie oporu aerodynamicznego jest zadaniem wymagającym. Należy uwzględnić interakcje elementów konstrukcyjnych i elementów wyposażenia, ich wzajemne przesłanianie, a także różne modele opływu elementów o krawędziach ostrych lub okrągłych [3]. Najprostszą formułą opisującą opór aerodynamiczny jest (1).

Analityczne określenie współczynnika oporu aerodynamicznego według normy [4], opisanego dokładnie w pozycji [2], było stosunkowo łatwą procedurą obliczeniową. Współczynnik wypełnienia był zdefiniowany, tak jak to zaprezentowano w równaniu (2). Dla stalowych wież o okrągłych krawężnikach i elementach skratowania wykonanych z kątowników współczynnik oporu aerodynamicznego jest zdefiniowany w (3) na podstawie normy [4].

Średnie obciążenie wiatrem zdefiniowane według normy europejskiej [4] opisuje zależność (4).



Obciążenie odcinkowe na kierunku działającego wiatru określone jest natomiast jako (5). Jednym z parametrów niezbędnym do określenia wielkości oddziaływania wiatrem jest właśnie współczynnik oporu aerodynamicznego, którego wartość determinuje wielkość tego rodzaju obciążenia.

#### 3. Analizowana konstrukcja

Analiza została przeprowadzona na podstawie istniejącej wieży telekomunikacyjnej o wysokości 84 metrów zilustrowanej na rysunku 1. Konstrukcja podzielona jest na 14 segmentów. Schematem statycznym trzonu jest wspornik kratowy utwierdzony w gruncie poprzez fundamenty. Pionowe elementy nośne (krawężniki) zostały wykonane z okrągłych pretów pełnych, natomiast elementy skratowania z gorącowalcowanych katowników. Drabina kablowo-włazowa usytuowana jest centralnie wewnątrz trzonu wieży. Wykonana jest z ceowników zimnogiętych połączonych szczeblami z prętów okrągłych po jednej stronie i wspornikami drabiny kablowej po stronie drugiej, tak jak zostało to zaprezentowane na rysunku 2. W tabeli 1 przedstawiono zestawienie poszczególnych elementów konstrukcji wraz z ich polami powierzchni nawietrznej dla kąta natarcia wiatru równego 0° (powierzchnie płaskie i okrągłe). Całkowita powierzchnia nawietrzna konstrukcji normalna do ściany 1 wieży wyrażona jest przez zapis (6). Tabela 2 przedstawia zestawienie elementów drabiny kablowo--włazowej. Całkowitą powierzchnię nawietrzną tego ustroju konstrukcyjnego wyraża wzór (7).

#### 4. Obliczenia oporu aerodynamicznego

Wszystkie kalkulacje oparte są na jednym z najbardziej istotnych parametrów w teorii oporu aerodynamicznego konstrukcji szkieletowych – współczynniku wypełnienia (8). Tabela 3 prezentuje pola powierzchni całkowitych poszczególnych segmentów wieży. Wykorzystując normę [1], a także rekomendacje zawarte w [3], obliczenia zostały wykonane przy zastosowaniu dwóch niezależnych podejść, które zależą od rodzaju konstrukcji: symetrycznej z ograniczonymi elementami wyposażenia lub z pełnymi elementami wyposażenia, tj. drabiny, pomosty itp. W celu prezentacji wyników, a przede wszystkim algorytmu obliczeniowego wybrano segment 10 wieży.

### 4.1. Całkowity współczynnik oporu aerodynamicznego – metoda ogólna

Norma [1] określa całkowity współczynnik oporu na kierunku działającego wiatru na poszczególną sekcję

konstrukcji jako (9). Dla segmentu 10 wieży współczynnik wypełnienia zdefiniowany jest jako (10). Współczynniki siły oddziaływania dla elementów płaskich i okrągłych opisują zależności (11). Wartość całkowitego współczynnika oporu dla sekcji S-10, złożonego z elementów płaskich i okrągłych powinno być określone jako (12). Współczynnik natarcia wiatru  $K_{\Theta} = 1,0$  dla kąta natarcia  $\Theta_1 = 0^{\circ}$ . W równaniu (9) odnajdziemy udział drabiny włazowo-kablowej w całkowitym współczynniku oporu aerodynamicznego. Wartość tego parametru wskazuje wzór (14). Warto w tym miejscu podkreślić, że w tym podejściu normowym drabina wraz ze wszystkimi jej elementami tj.: kablami, stopniami, szynami systemu bezpieczeństwa itp. sa traktowane jako jeden komponent. Powyższe założenie prowadzi do określenia całkowitego współczynnika dla elementów wyposażenia jako (15). Zatem dla segmentu S-10 rozpatrywanej konstrukcji otrzymujemy wartość współczynnika aerodynamicznego jako (16). Rezultaty dla pozostałych sekcji wieży zostały zebrane i przedstawione w tabeli 4.

#### 4.2. Całkowity współczynnik oporu aerodynamicznego – metoda dla przypadków specjalnych

Zależność opisującą całkowity współczynnik oporu aerodynamicznego zgodnie z [1] przedstawiona została w (17). Główną różnicą pomiędzy prezentowanymi w niniejszym opracowaniu metodami (ogólną i dla przypadków specjalnych) jest traktowanie segmentu konstrukcji wieżowej jako całości bez podziału na konstrukcję i elementy wyposażenia w drugim podejściu obliczeniowym. W metodzie dla przypadków specjalnych bierzemy pod uwagę oprócz ściany 1 (metoda ogólna) również ściany 2 i 3 opisane na rysunku 2. Uwzględniamy poza tym efekt przesłaniania elementów konstrukcji używając w analizie współczynnik przesłaniania zdefiniowany w (18). W tabeli 5 przedstawiono wszystkie parametry obliczeniowe niezbędne do określenia oporu aerodynamicznego. Dla segmentu S-10 wartość współczynnika siły opisana jest w (20). W tabeli 6 zebrano wyniki dla pozostałych segmentów wieży.

#### 5. Porównanie wyników

Porównanie wyników uzyskanych na podstawie dwóch niezależnych procedur normowych zaprezentowano w formie graficznej na rysunku 3.

#### 6. Wnioski

Przeprowadzone analizy pozwalają na przedstawienie następujących wniosków:

- na rysunku 3 możemy zaobserwować, że wybór metody obliczeń w znacznym stopniu determinuje uzyskane wyniki współczynnika c,
- analizy konstrukcji wieżowych o znacznym stopniu złożoności, z elementami konstrukcyjnymi wykonanymi z elementów okrągłych i płaskich, wyposażonymi w kable, drabiny włazowo
   kablowe, anteny i ich konstrukcje wsporcze powinny zostać przeprowadzone zgodnie z założeniami metody dla przypadków specjalnych,
- formuły obliczeniowe wyżej wymienionej metody wprowadzono w normie [1],
- określenie współczynnika oporu aerodynamicznego konstrukcji wieżowej na podstawie niepoprawnej metody obliczeniowej może prowadzić do przeszacowania wielkości oddziaływania wiatrem, co w przypadku analiz nośności istniejących konstrukcji może prowadzić do błędnych wniosków i zaleceń,
- rezultaty w przedstawione w analizach otrzymano stosując metodę dla przypadków specjalnych i korelują z wynikami zaprezentowanymi w [3],
- rozważając aerodynamikę konstrukcji wieżowych, warto podkreślić, że pomiary dla konstrukcji w skali naturalnej [7] udowodniły, że opór aerodynamiczny wieżowych konstrukcji kratowych może być znacząco mniejszy niż ten określony na podstawie norm [1, 4].



VADYM ABYZOV Kiev's National University of Culture and Arts e-mail: vadimabyzov@yandex.ua

## MULTIVARIATE ARCHITECTURE-&-CONSTRUCTIVE SYSTEM ON THE BASIS OF BEAMLESS FRAMEWORK

#### Abstract

The article presents methodological principles for forming the multivariate architecture-&-construction system on the basis of a new beamless framework. The idea of system's creation and application was briefly characterised. Some advantages of its implementation to construction practice are presented.

Keywords: multivariate architecture and constructive system, beamless framework, urban environment, construction

#### 1. Introduction

The solution of Sustainable Urban Development and Housing problems is impossible without new approaches and methods of designing, development, management, and co-ordination of architectural, engineering, technological and industrial decisions. Architecture-&construction systems (ACSs) play here the important role and are directed at forming a friendly environment. This term is used to refer to a system of coordinated architectural, construction, and technological decisions, which proceed from a universal methodology. Similar systems are known in housing practice in Eastern Europe, but they do not correspond always to modern social and economic requirements [1]. All said above explains the need to improve the existing systems and design new ones, which will allow a variety of spatial solutions and architectural structures implementing comprehensive approaches and systematic decisions [2, 3].

Prefabricated large panel systems and its largescale structural elements lead to numerous repeated of architectural and environmental decisions and don't allow to take into consideration various social, typological, urban and other conditions [4].

Application of beamless framework provides the possibilities of flexible lay out and enlargement of spatial and environmental decisions and also reducing material spenders. At the same time improvement opportunities (perfection's reserves) of this kind of framework are not settled.

#### 2. General IDEA of the System

Along with a longstanding scientific and practical work of improvement and prospects for the

development of existing ACSs in Ukraine, the author of this article invented and introduced in design and construction practice new universal architecturalconstruction system "POLIS" on the basis of beamless framework. A patent of Ukraine №19 was received [5].

Beamless framework includes columns (set along the perimeter cells formed by the intersection of the stakeout of the axes of columns), flat overcolumn slabs (plates) with square shape, and span slabs with trapezium-shaped forms. Overcolumn slabs have holes for passes columns with a rigid joint of their connection.

Framework's cells are located at 45\* and/or 90\* one to each other and have the shape of a rectangle, including square and/or an isosceles right triangle (Fig. 1). Transition from one span to another is based on the using of the diagonal of the previous cells like the side of following cells.

The basic column grid for primary square cell is  $6 \times 6 \text{ m}$ . Column grid for secondary cell is  $8.5 \times 8.5 \text{ m}$ . Next cell is  $12 \times 12 \text{ m}$ , etc.

Adopted grid provides the possibility of creating on the base of unified constructive module rational parameters of rooms and a wide range of functional and structural decisions of the civilian buildings (Fig. 2). It assums the use of two main sizes of overlap's plates made in unified shuttering forms. For spans of 8.5 m or more applying additional load-bearing structural elements are provided that logically fit into the accepted constructive scheme of the framework such as strutted frame or other spatial load-bearing structures. Their main supporting element is connected with the central span plates by the "ties" that transmit the external forces on supporting framework's columns.

In order to obtain a wide variety of spatial and architectural decisions of buildings extra slabs (plates) of overlap derived from forms of two major plates, using their unified shuttering forms or additional monolithic sections could be also applied. Application of extra plates with width of 1.5 m allows to offload perimeter columns, gives the opportunity to obtain diverse plastic architectural structures, as well as constructive span of size 3 m. It is also providing the possibility of variation of parameters of the column grid.

Installation of the frame is done by the following way: overcolumn slabs are set on the columns due temporary telescopic balks or supporting adjusting pins, which inserted into the holes in the columns. Overcolumn slabs have rigid connection device with columns. Between overcolumn slabs are placed span slabs with trapezium-shaped forms that based on appropriate installation elements (Fig. 3). For large bays (8.5 m and more) in the centres of cells are used as span plates the same overcolumn plates. After completing the assembly joints gaps between slabs are embedded (performed butt joint grouting) [6]. As a result hard disk beamless overlap has created (Fig. 4).

After conducting of research and design work the testing was carried out, installation and perfection of the system (Fig. 5). Multivariates testing of the system have shown positive results and operational reliability of the system (Fig. 6).



Fig. 1. Principle view of architecture-construction system "POLIS" on the basis of beamless framework



Fig. 3. The scheme of framework's assembly



Fig. 2. Design of multifunctional complex on the basis of a System



Fig. 4. Structural joints: a) column with overcolumn slab, b) span's slabs





Fig. 5. Installation of the system



Fig. 6. Testing of the system: a) main system's fragment, b) span's slab

#### 3. Application of the System

Architecture-construction system "POLIS" is intended for the construction of various types of residential, public and industrial buildings of different height. This system is universal, not only due it flexibility of architecture and constructive conceptions, but also due to the possibilities of its implementation in different construction's technologies. For example, the framework can be accomplished in both cast (monolithic) and prefabricated concrete. External walls can be also performed in concrete or in block materials and, therefore, be determined as self-supporting or load-bearing structures. In the latter case mixed (incomplete) framework without the perimeter columns has resulted (Fig. 7).



Fig. 7. Conception variants of system's external walls

Due to the reduced number of prefabricated reinforced concrete elements substantial economic effect has occurred in comparison with the existing structures.

At the same time this system provides the opportunity to obtain high aesthetic qualities of architecture environment without using additional monolithic sections (Fig. 8).



Fig. 8. Urban diversity on the basis of the system

The simplicity of the manufacturing technology of structures and its small capital intensity, effective solutions for external walls enable its implementation by both big and small investors and construction firms, as well as reducing the investment cycle, labour costs and capital investments [1, 5].

#### 4. Conclusions

The main advantage of this system is universality: covering of spans and spaces of different sizes and configurations on the base of limited range of type-dimensions; providing the possibilities of construction on the base of a unit technology of various laying out, architectural and urban decisions of civil and industrial buildings; rising of architectural expressiveness of environment and constructive density of residential area on account of orthogonal and polygonal structural decisions; carrying out of complex and efficient construction. Particular significance has the qualitative aspect and possibilities of improvement of architectural and aesthetic qualities of the environment without additional expenditures.

#### References

- Abyzov V.A.: Theory of Architecture-&-Construction systems Development. Monograph. Kyiv: KNUKiM, 2010.
- Building Design and Construction Systems. Handbook.
   F. Merritt, editor, J. Ricketts, editor.- 6th ed. McGraw-Hill, 2001.
- [3] *The Architecture Annual 1996-1997*. Delft University of Technology. 010 Publishers, Rotterdam 1998.
- [4] Maksimenko V.A.: Industrial engineering and technical systems of residential and public buildings. – Moscow.: Higher School, 1987.
- [5] Abyzov V.A.: New architectural and construction system on the basis of Beamless Framework. Problems of the theory of architecture and urban planning. – Kiev: KievZNIIEP, 1990.
- [6] Dorfman A.E.: Lewontin L.N. Constructive system KUB. – Moscow: Goskomarhitektury, NPSO "Monolith", 1989.



AGNIESZKA RÓG Kielce University of Technology e-mail: arog@tu.kielce.pl

## MOISTURE SUSCEPTIBILITY OF WARM MIX ASPHALT CONCRETE CONTAINING SYNTHETIC ZEOLITE

#### Abstract

The primary objective of this study was to perform a laboratory testing to determine the moisture sensitivity of an asphalt concrete produced in warm mix asphalt technology (WMA) with the addition of the synthetic zeolite. The usage of this technology may cause potential difficulties like the insufficient mixture compaction or undesirable impact of some WMA additives. One of the design assumptions was the potential adhesion problem. That is why the addition of hydrated lime was also evaluated as anti-stripping agent to WMA with the zeolite.

Keywords: warm mix asphalt, moisture susceptibility, road pavements, synthetic zeolite

#### 1. Introduction

Warm Mix Asphalt technology (WMA) stands for environmental, economic and technological benefits, as it enables to produce and place asphalt mixtures at temperatures by as much as 50°C lower than the conventional ones. Therefore, numerous advantages can be selected: energy savings, decreased emission of fumes and odors, improved working conditions, extended paving season. Despite all the promising benefits, temperature reduction is limited by the quality of the resulting pavement. One of the fundamental property that cannot be sacrificed is the moisture susceptibility. The purpose of this study was to perform a laboratory testing to determine the moisture sensitivity of an asphalt concrete produced in WMA technology. The reduction in mixing and compaction temperatures was possible due to the mineral WMA additive - zeolite.

#### 2. Moisture susceptibility problem in WMA

Moisture susceptibility, one of the main demanded parameter, is a measure of asphalt mixture durability at negative temperatures and in the presence of water. Water and frost have an adverse impact on such phenomena as cohesion of the mix and adhesion between the binder and the aggregate. Water activity enhances the stripping of the bitumen from the surface of aggregate grains, resulting in detachment, peeling, loosening and, consequently, deterioration of the mixture [1]. The parameter of moisture susceptibility is crucial because of the connection with other vital mix properties. Computational analysis of the asphalt pavement construction have shown the significant effect of this parameter on fatigue life of the structure [1].

The meaning of moisture susceptibility does not depend on technology used to produce asphalt mix. However, the usage of warm mix asphalt technology may cause some difficulties, like the insufficient mixture compaction or undesirable impact of some WMA additives. The difficulty in obtaining an adequate amount of air voids is a result of lowered compaction temperature. Another matter is that WMA additives may worsen adhesion of (modified or unmodified) asphalt to the aggregate, as their main objective is to interact with the binder: reduce its viscosity or create foaming effect.

The usage of the synthetic zeolite, which is a WMA additive in form of a very fine powder, creates a danger of mentioned adhesive failure due to its properties. Zeolite is a sodium aluminum silicate with large inter connected spaces, regular network of channels and chambers in its crystal structure. Thanks to this specific, diverse and loose internal "architecture", it can accommodate water (approx. 25%) and remove it reversibly. The presence and amount of this zeolitic water is the main property that determines the usefulness of this additive, because as a result of zeolite and hot asphalt contact, it turns into vapor, creating

a microscopic foaming effect in the bitumen. This process is gradual; that is why there is a possibility of adhesive failure due to residual moisture contained in the zeolite. In order to eliminate such phenomenon, it is recommended to use anti-stripping agents.

#### 3. Sample preparation and testing procedure

There are several tests to evaluate moisture sensitivity of the asphalt mixes that can be divided into two groups. The first one contains examination of selected fractions of loose aggregate coated with binder. The main objective is to visually assess the percentage of grains that remained coated with the asphalt after the procedure of submitting the samples to water saturation. The other group include tests that are carried out on compacted specimens produced in the laboratory or cut from the existing pavement. Moisture susceptibility is evaluated by the decrease in mechanical parameters like stiffness or durability (resilient modulus or indirect tensile strength) of the conditioned specimens in comparison with unconditioned ones [1].

To evaluate moisture sensitivity of asphalt mixes produced in WMA technology with the addition of the synthetic zeolite, the decrease in indirect tensile strength was evaluated in this study.

For the purpose of testing, asphalt concrete AC 16 W 35/50 KR 3-4 was designed in accordance with WT-2 2010. The output content of the zeolite was selected at the level of 0.2% (from the amount of the whole mixture) according to the literature sources [2] and differentiate into: 0.1, 0.3 and 0.4% (diminishing the amount of the filler respectively). One of the design assumptions was the potential adhesion problem. That is why one set of specimens with recommended 0.2% of the zeolite was produced with the addition of anti-stripping agent-hydrated lime in amount of 1.5% [3]. The confirmed effectiveness [4] and formation of strong ionic bonds created by calcium cations from the hydrated lime and silicon atoms from the zeolite, were the main reasons why this particular antistripping agent was chosen.

The reduction in temperature was achieved by lowering the conventional production temperature by 20°C. The compaction process of cylindrical specimens (compaction energy was 35 pestle blows) was carried out at four different temperatures: from 115 to 145°C in increment of 10°C, in order to find out the influence of this factor on the measured parameter. Additionally, to compare indirect tensile strength mixes with different amounts of the zeolite, the designed mixture was produced also without the addition of the zeolite in traditional hot mix asphalt technology and compacted in the entire temperature range.

The specimens conditioning process, simulating water and frost impact on the asphalt concrete, was conducted in accordance with WT-2 2010 Appendix 1, after specimens were separated into two sets: wet and dry. Dry specimens were stored on flat surface at ambient temperature, while wet ones were saturated with water, subjected to one freezing cycle and kept in high temperature conditions before subjected to destructive force. After conditioning process the test was conducted on both wet and dry sets, and indirect tensile strength was evaluated:

$$ITS = \frac{2P}{\pi DL} \tag{1}$$

#### 4. Test results and analysis

Indirect tensile strength results were presented in Figure 1 and 2: of unconditioned specimens from the dry set (ITSd) and conditioned ones from the wet set (ITSw), respectively.



Fig. 1. Indirect tensile strength results of unconditioned specimens from the dry set



Fig. 2. Indirect tensile strength results of conditioned specimens from the wet set



From the indirect tensile strength test results, several conclusions were made. First of all, visible downward trend was observed on both graphs: increasing temperature increased the testing parameter. Such finding was irrespective of following factors: presence of additives in the mixture, production technology (HMA or WMA) and whether specimens were conditioned or not.

The presented results seemed to suggest the lack of linear dependence between the addition of the zeolite and the indirect tensile strength. The lowest strength was obtained for the asphalt mixture with 0.3% of the zeolite, for both conditioned and unconditioned specimens. On the other hand, the highest results were obtained for mixtures with 0.2% zeolite (dry set) and 0.2% zeolite with the hydrated lime (wet set). In both cases, the greatest parameter did not depend on compaction temperature.

Another important observation was that HMA mix was comparable to WMA mix with 0.2% zeolite and 1.5% hydrated lime among unconditioned specimens. Oppositely, the addition of zeolite and hydrated lime resulted in significantly higher strength in wet set. All conditioned WMA mixtures only with the zeolite achieved worse results than HMA mixture.

Indirect tensile strength ratio (ITSR) was evaluated as a proportion of indirect tensile strength measured on conditioned specimens to unconditioned ones (2). The ITSR results were presented in Figure 3 where minimum required value of 80% (according to [5]) was highlighted in grey.

$$ITSR = \frac{ITS_w}{ITS_d} 100\%$$
(2)



Fig. 3. Indirect tensile strength ratio

The presented results indicated that mixtures with the zeolite and hydrated lime achieved significantly higher ITSR values than minimum required, irrespective of compaction temperature. Therefore, it can be concluded that the amount of 1.5% of hydrated lime can be reduced and will still meet the requirements even at the lowest compaction temperature. Only 4 of other 20 mixture combinations (4 compaction temperatures and 5 contents of the zeolite) met the minimum requirements, 3 of them were compacted at the highest temperature of 145°C.

It should be noted that the asphalt mixture with 0.2% of the zeolite turned out to achieve the lowest ITSR value despite the highest indirect tensile strength of unconditioned mixture.

An Analysis of Variance (ANOVA) was performed to determine which of two factors (compaction temperature and additives) and interaction between them, significantly affect the measured indirect tensile strength ratio. The assumed null hypothesis was that the source of variation did not differentiate the outcomes at the significance level of  $\alpha = 0.05$ . The results were presented in the table.

Table 1.	Two-way	analysi	is of	variance

ANOVA							
Source of Variation	SS	df	MS	F	P-value	F crit	
Additives	8150.79	5	1630.158	538.4009	6.493E-41	2.4085	
Temperature	2519.6	3	839.8657	277.3869	2.617E-30	2.7981	
Interaction	567.153	15	37.81019	12.4878	8.288E-12	1.8802	
Within	145.333	48	3.027778				
Total	11382.9	71					

The ANOVA results clearly indicated that the P-value was lower than the 0.05 significance level in each case. It justified the rejection of the null hypothesis in favor of finding that both explanatory variables differentiate the results. In addition, the interaction between compaction temperature and additives significantly affected obtained results.

#### 5. Conclusions

Based on the analysis of the test results of asphalt concrete the following conclusions can be drawn:

 indirect tensile strength ratio does not linearly depend on the amount of the zeolite in the asphalt mixture;



- the addition of the hydrated lime in the mixture with the zeolite produced in WMA technology significantly improves moisture resistance, even after reduction in compaction temperature of 30°C in comparison to conventional temperature;
- compaction temperature and the addition of the zeolite statistically significantly affect ITSR value of the asphalt mixture.

#### References

[1] Jaskuła P.: Analiza niszczącego oddziaływania wody i mrozu na mieszanki mineralno-asfaltowe (Analysis of the deteriorating effects of water and frost on asphalt mixes). PhD dissertation, Wydział Inżynierii Lądowej i Środowiska, doctoral supervisor: prof. dr hab. inż. Józef Judycki, Gdańsk 2004.

#### Agnieszka Róg

- [2] Hurley G.C., Prowell B.D.: Evaluation of Aspha-Min zeolite for use in arm mix asphalt. National Center for Asphalt Technology, NCAT Report 05-04 Auburn University 2005.
- [3] Jaskuła P., Judycki J.: Wapno hydratyzowane w mieszankach mineralno-asfaltowych: Asphacal Wypełniacz mieszany (Hydrated lime in asphalt mixes: Asphacal mixed filler), Kraków 2007.
- [4] Małasiewicz D., Sarlińska H.: Jak poprawić parametr ITSR w mieszankach mineralno-asfaltowych (How to improve the ITSR parameter in asphalt mixes). "Nawierzchnie asfaltowe", PSWNA, 2 (2013), pp. 3-7.
- [5] WT-2 Nawierzchnie asfaltowe 2010, Część 1: Mieszanki mineralno-asfaltowe.

## Mrozoodporność betonu asfaltowego w technologii na ciepło z dodatkiem syntetycznego zeolitu

#### 1. Wstęp

Produkcja mieszanek mineralno-asfaltowych w technologii na ciepło (WMA) jest korzystna ze względów środowiskowych, ekonomicznych i technologicznych, gdyż możliwa jest w temperaturach niższych niż tradycyjne o ok. 50°C. Jako główne zalety należy wskazać przede wszystkim mniejsze koszty zużycia paliw, redukcję emisji szkodliwych substancji i potencjalnego narażenia na nią pracowników, wydłużenie sezonu budowlanego itp. Obniżenie temperatury mieszanki jest jednak ograniczone stawianym jej wymaganiom, redukcja temperatury może odbywać się dopóki nie ulegają pogorszeniu wymagane parametry wytrzymałościowe gwarantujące trwałość nawierzchni. Ze względu na to, że jednym z głównych wymagań stawianych mma jest mrozoodporność, za cel niniejszej pracy obrano zbadanie betonu asfaltowego wyprodukowanego w technologii na ciepło. Produkcję w tej technologii umożliwiło zastosowanie mineralnego dodatku do WMA – zeolitu.

#### 2. Problem mrozoodporności w mieszankach WMA

Mrozoodporność, jako jeden z normowo wymaganych parametrów, jest miarą trwałości mieszanki w ujemnych temperaturach i w obecności wody. Woda i mróz wpływają bowiem niekorzystnie na takie zjawiska, jak kohezja mieszanki i adhezja asfaltu do kruszywa. Woda ma tendencję do odmywania otoczki asfaltu z powierzchni agregatu mineralnego, prowadząc do odrywania się ziaren kruszywa, łuszczenia i rozluźniania się mieszanki, a w konsekwencji obniżenia jej wytrzymałości i degradacji nawierzchni [1].

Parametr odporności mieszanki na działanie wody i mrozu jest istotny także ze względu na powiązanie z innymi istotnymi właściwościami mieszanki. Analizy obliczeniowe konstrukcji nawierzchni asfaltowej wykazały, że odporność mieszanki mineralno--asfaltowej na działanie wody i mrozu istotnie wpływa na trwałość zmęczeniową konstrukcji [1].

Znaczenie parametru mrozoodporności jest niezależne od stosowanej technologii produkcji mma. W technologii na ciepło jednak szczególne zagrożenie występuje z powodu możliwości niedogęszczenia mieszanki lub działania dodatków do WMA. Z trudnością uzyskania odpowiedniego poziomu zawartości wolnych przestrzeni mamy do czynienia w rezultacie redukcji temperatury zagęszczania. Natomiast konsekwencją zastosowanych dodatków do WMA, których głównym celem jest obniżenie lepkości asfal-

tu lub jego spienienie, może być pogorszenie adhezji lepiszcza (zmodyfikowanego lub nie) do kruszywa.

Zastosowany w niniejszej pracy dodatek do WMA - zeolit syntetyczny w postaci proszku, ze względu na swoje właściwości stwarza niebezpieczeństwo opisanego powyżej negatywnego wpływu na adhezję asfaltu do kruszywa. Zeolit jest glinokrzemianem o krystalicznej strukturze, w której występują duże puste przestrzenie oraz sieci regularnych kanalików i komór. Dzięki tej specyficznej, zróżnicowanej i luźnej "architekturze" możliwe jest pochłanianie (zdolność absorpcji wody do 25% wag.) i odwracalne oddawanie wody. Obecność i ilość tej tzw. wody zeolitycznej decyduje o możliwości zastosowania tego dodatku, gdyż w momencie kontaktu zeolitu z gorącym lepiszczem następuje uwolnienie wody z jego struktur i spowodowanie efektu spienienia asfaltu. Ze względu na rozłożony w czasie (a nie gwałtowny) przebieg procesu spienienia i stopniowe oddawanie wody z zeolitu istnieje możliwość uwięzienia jej w mieszance i pogorszenia adhezji. W celu eliminacji tego zjawiska, zalecane jest zastosowanie środków adhezyjnych.

#### 3. Przygotowanie próbek i procedura badawcza

Badania umożliwiające ocenę odporności mieszanek na działanie wody i mrozu można podzielić na dwie grupy. Do pierwszej z nich należą badania polegające na badaniu wybranych frakcji kruszywa otoczonego asfaltem. Taka luźna mieszanka poddawana jest ocenie wizualnej procentu ziaren otoczonych asfaltem pozostałych po nasycaniu wodą. W obrębie drugiej grupy bada się zagęszczone laboratoryjnie lub wycięte z nawierzchni. Wrażliwość na oddziaływanie wody i mrozu oceniana jest przez spadki parametrów mechanicznych, takich jak sztywność czy wytrzymałość (moduł sztywności sprężystej przy pośrednim rozciąganiu, wytrzymałość przy pośrednim rozciąganiu itp.) próbek poddanych kondycjonowaniu w stosunku do niekondycjonowanych [1].

W niniejszym opracowaniu do oceny mrozoodporności mieszanek wyprodukowanych w technologii WMA z dodatkiem zeolitu wykorzystano spadek wytrzymałości na rozciąganie pośrednie próbek kondycjonowanych względem niekondycjonowanych.

Na potrzeby przeprowadzenia badań, zgodnie z WT-2 2010 zaprojektowano beton asfaltowy AC 16 W 35/50 przeznaczony na drogi obciążone ruchem KR 3-4. Wyjściową ilość dodatku zeolitu do mieszanki ustalono na poziomie 0,2% (w stosunku do masy mma) zgodnie z literaturą [2], wykonując także próby dla zawartości: 0,1, 0,3 i 0,4% (pomniejszając o daną ilość wypełniacz wapienny). Jednym z założeń projektowych było wykonanie serii próbek z dodatkiem środka adhezyjnego w celu eliminacji potencjalnego problemu adhezji w WMA z zeolitem. Jako środek ten zastosowano wapno hydratyzowane w ilości 1,5% [3], które dodano do mieszanki z zalecaną ilością zeolitu. Za wyborem tego rodzaju środka stała przede wszystkim jego potwierdzona skuteczność [4] i obecność w nim kationów wapnia, które łącząc się z atomami krzemu z zeolitu, tworzą silne wiązanie jonowe.

Założenie technologiczne produkcji w technologii na ciepło i narzucające redukcję temperatur produkcji mieszanki spowodowało, że zostały one obniżone o ok. 20°C w stosunku do tradycyjnych. Proces zagęszczania cylindrycznych próbek Marhalla (po 35 uderzeń na stronę) przeprowadzono w 4 różnych temperaturach od 115 do 145°C ze skokiem o 10°C, w celu stwierdzenia wpływu tego czynnika na badany parametr. Dodatkowo w celu porównania wytrzymałości na rozciąganie pośrednie jakie możliwe są do uzyskania z różnymi dodatkami zeolitu, mieszankę tę wyprodukowano także w tradycyjnej technologii na gorąco bez dodatku zeolitu i poddano procesowi zagęszczania w całym założonym przedziale temperatur.

Kondycjonowanie próbek, symulujące wpływ wody i mrozu, przeprowadzono zgodnie z załącznikiem nr 1 do WT-2 2010, po uprzednim ich podziale na dwa zestawy: mokry i suchy. Próbki z zestawu suchego przechowywane były na płaskiej powierzchni w temperaturze pokojowej, natomiast próbki z zestawu mokrego poddano nasycaniu wodą, cyklowi zamrażania i odmrażania oraz przedłużonemu oddziaływaniu wody w podwyższonej temperaturze. Po zakończeniu kondycjonowania badanie wykonano na próbkach z zestawu suchego i mokrego, a wytrzymałość obliczona według wzoru (1).

#### 4. Wyniki badań i ich analiza

Na rysunku 1 i 2 przedstawiono wyniki badania wytrzymałości na rozciąganie pośrednie odpowiednio próbek zestawu suchego niepoddanych kondycjonowaniu (ITSd) i zestawu mokrego poddanych kondycjonowaniu (ITSw).

Analiza obu wykresów wytrzymałości na rozciąganie pośrednie pozwala dostrzec trend spadku tego parametru wraz ze spadkiem temperatury zagęszczania niezależnie od takich czynników, jak obecność dodatków w mieszance, zastosowana technologii produkcji (HMA czy WMA) i tego, czy próbki były poddane kondycjonowaniu czy nie. Kolejnym spostrzeżeniem jest brak liniowej zależności między dodatkiem zeolitu a badanym parametrem. Zarówno dla próbek z zestawu suchego, jak i mokrego najsłabsze wyniki uzyskano dla dodatku 0,3% zeolitu względem masy mma. Najwyższe wytrzymałości natomiast pozwoliło osiągnąć zastosowanie zeolitu w ilości 0,2% w zestawie próbek niekondycjonowanych oraz 0,2% zeolitu i wapna w zestawie próbek kondycjonowanych. W obu przypadkach osiągnięcie najwyższych wytrzymałości dla tych ilości dodatków było niezależne od temperatury zagęszczania próbek.

Na uwagę zasługuje fakt, że w obrębie wyników próbek z zestawu suchego mieszanka wyprodukowana w technologii na gorąco bez zeolitu osiągnęła porównywalne wyniki jak mieszanka na ciepło z dodatkiem 0,2% zeolitu i wapnem hydratyzowanym. W obrębie próbek z zestawu mokrego powyższe zjawisko nie wystąpiło jednak, gdyż dodatek zeolitu i wapna poskutkował znacznie wyższymi wynikami wytrzymałości. Zauważono także, że w zestawie mokrym wszystkie mieszanki z zeolitem były słabsze niż mieszanka na gorąco bez zeolitu.

Wskaźnik mrozoodporności obliczono jako procentowy stosunek wytrzymałości na rozciąganie pośrednie próbek poddanych kondycjonowaniu do niekondycjonowanych według wzoru (2). Wyniki przedstawiono na rysunku 3.

Zgodnie z [5] dla zaprojektowanej mieszanki o danym uziarnieniu i przeznaczeniu wskaźnik ten powinien wynosić co najmniej 80%.

Na podstawie otrzymanych wyników zaobserwowano, że niezależnie od temperatury zagęszczania próbek, te z dodatkiem zeolitu i wapna osiągnęły wskaźnik znacząco wyższy od wymaganego, przewyższający pozostałe wyniki. Można zatem stwierdzić, że redukcja ilości wapna w mieszance nawet w najniższej temperaturze zagęszczania może przynieść korzystne rezultaty i pozwoli spełnić stawiane wymagania wskaźnika mrozoodporności. Spośród pozostałych 20 kombinacji mieszanek (4 temperatury zagęszczania i 5 zawartości zeolitu) tylko 4 z nich spełniły wymagania, 3 spośród nich były zagęszczone w najwyższej temperaturze 145°C.

Na uwagę zasługuje fakt, że mieszanka z dodatkiem 0,2% zeolitu mimo osiągniecia najlepszych wyników wytrzymałości na rozciąganie pośrednie na próbkach niekondycjonowanych i wyników na średnim poziomie próbek kondycjonowanych, okazała się mieć najniższy spośród wszystkich mieszanek wskaźnik mrozoodporności, nie spełniając wymagań nawet w najwyższej temperaturze zagęszczania.

W celu stwierdzenia istotności wpływu czynników: temperatury zagęszczania i obecność dodatków do WMA oraz interakcji między nimi na zmienność cechy mierzalnej jaką był wskaźnik mrozoodporności ITSR, posłużono się dwuczynnikową analizą wariancji. Postawiono hipotezę, że źródło zmienności nie różnicuje wyników przy poziomie istotności równym  $\alpha = 0,05$ . Wyniki tej analizy przedstawiono w tabeli 1.

Analizując wyniki przedstawione w tabeli, można zauważyć, że odpowiednie wartości prawdopodobieństwa są znacznie mniejsze od założonego poziomu istotności 0,05. Tym samym należy odrzucić hipotezę o braku wpływu zmiennych objaśniających na zmienność cechy mierzalnej na korzyść stwierdzenia, że oba czynniki: temperatura zagęszczania i dodatek zeolitu różnicują wyniki. Dodatkowo stwierdzono również wpływ interakcji tych dwóch czynników na otrzymane wyniki.

#### 5. Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań sformułowano następujące wnioski:

- wskaźnik mrozoodporności nie zależy liniowo od ilości zeolitu w mieszance;
- dodatek wapna hydratyzowanego do mieszanki wyprodukowanej w technologii na ciepło z 0,2% zeolitu istotnie przyczynia się do poprawy jej mrozoodporności, nawet po obniżeniu temperatury zagęszczania o 30°C względem temperatury zagęszczania na gorąco;
- temperatura zagęszczania i dodatek zeolitu do mieszanki istotnie statystycznie wpływają na wartość wskaźnika mrozoodporności mieszanki ITSR.





## THE INFLUENCE OF PARTICULAR PARAMETERS ON THE TEMPERATURE DISTRIBUTION IN THE IMPLETION OF REGENERATIVE HEAT EXCHANGER

#### Abstract

The article describes the process of unsteady heat transfer that occurs between the impletion of regenerative heat exchanger and the surrounding air. A mathematical model of this phenomenon and its exemplary solution using the method of elementary balances were presented. Numerical calculations using Mathcad were applied. As a result, the set temperature field is formed in the heat exchanger wall. The influence of the geometrical dimensions (length of the filling) and air velocity on the temperature distribution in the fill were analysed.

Keywords: regenerative heat exchanger, heat transfer, non-stationary state, the method of elementary balances

#### 1. Introduction

The use of regenerative heat exchanger for heat recovery (cooling) in the ventilation system or air conditioning generally helps to reduce not only the operating costs of buildings by reducing energy demand for heating and cooling of supply air, but also the investment costs related to the potential use of heaters and air coolers with much smaller heat exchange surface [1].

There are two types of regenerative heat exchangers used in ventilation systems:

- 1. A rotary heat exchanger (with a rotating storage mass).
- 2. A non-rotating heat exchanger with a mass accumulation.

Regeneration is the process that occurs when streams of supply and exhaust air interchangeably flow the same area. Heat transfer in completing the regenerative heat exchanger is a transient heat conduction. Solving problems in the field of transient heat flow with analytical methods often requires very good mathematical background [2].

This paper presents the computational model that allows the analysis of the temperature distribution in the impletion of the regenerative heat exchanger for non-stationary conditions. The model assumes onedimensional temperature field. As an initial condition uniform fill temperature (all nodes) is assumed and the boundary condition of the third kind are adopted. The influence of the geometrical dimensions (length of the filling), and air velocity on the temperature distribution in the fill were analized.

#### 2. A mathematical model of heat transfer in the impletion of regenerative heat exchanger (heating process)

Non-stationary one-dimensional heat conduction in the layer of filling in the regenerative heat exchanger was considered. As a filling thickness  $\delta$  was adopted. Due to the fact that next to the both sides of the element, air flow with identical parameters occurs, analysis of temperature distribution was made in the mid-filling element  $\delta/2$ . The heating process of filling was considered. Heat transfer model was developed using one of the numerical methods for solving heat conduction problems, namely the method of elementary balances. The test area was divided into geometric elements, for which the energy balance sheet based on the following assumptions was prepared:

- the average air temperature *Tpow*,
- a one-dimensional temperature field:  $T = f(x, \tau),$
- precondition: temperature of the plate:  $T(\tau = 0) = \text{const} = 10^{\circ}\text{C},$



Fig. 1. The division of the test area on the geometric elements (physical model of heating process)

boundary condition of the third type:

$$\lambda \left(\frac{dt}{dx}\right)_{x=0} = \alpha \left[Tpow_{sr} - T(0,\tau)\right]$$

- constant plate parameters  $(c_{pm}, \rho_m, \lambda)$  and air  $(c_p, \rho, \alpha)$  are known,
- there are no internal heat sources,
- each element is represented by a node that is located in the center of gravity of the element,
- each element has temperature equal to the node's temperature,
- whole heat capacity of the element is focused in the node,
- nodes lying on the surface of the body are regarded as without capacity.

Figure 1 illustrates the physical model created for the case to analyse the temperature distribution for the heating process of the impletion.

In the non-stationary conditions, assuming isobaric heat flow, the heat inflow to the relevant node or nodes from the adjacent or surface of the body will increase enthalpy. Energy balance equation in the nodes in each intervals can be written as follows:

$$\begin{cases}
Q_p = Q \\
Q = Q_1 \\
Q_1 = \Delta Q_1 + Q_2 \\
Q_2 = \Delta Q_2 + Q_3 \\
Q_3 = \Delta Q_3 + Q_4 \\
Q_4 = \Delta Q_4
\end{cases}$$
(1)

The result is:

$$Q_{p} = c_{p} \cdot G \cdot (Tpow_{p} - Tpow_{k})$$

$$Q = \alpha \cdot F \cdot \left(\frac{Tpow_{p} - Tpow_{k}}{2} - T_{1,i+1}\right)$$

$$Q_{1} = \left(T_{1,i+1} - T_{2,i+1}\right) \cdot F \cdot \frac{\lambda}{\Delta x} \frac{\lambda}{4}$$

$$\Delta Q_{1} = c_{pm} \cdot \frac{m}{2} \cdot \frac{T_{2,i+1} - T_{2,i}}{\Delta \tau}$$

$$Q_{2} = \left(T_{2,i+1} - T_{3,i+1}\right) \cdot F \cdot \frac{\lambda}{3\Delta x} \frac{\lambda}{4}$$

$$\Delta Q_{2} = c_{pm} \cdot m \cdot \frac{T_{3,i+1} - T_{3,i}}{\Delta \tau}$$

$$Q_{3} = \left(T_{3,i+1} - T_{4,i+1}\right) \cdot F \cdot \frac{\lambda}{\Delta x}$$

$$\Delta Q_{3} = c_{pm} \cdot m \cdot \frac{T_{4,i+1} - T_{4,i}}{\Delta \tau}$$

$$Q_{4} = \left(T_{4,i+1} - T_{5,i+1}\right) \cdot F \cdot \frac{\lambda}{3\Delta x} \frac{\lambda}{4}$$

$$\Delta Q_{4} = c_{pm} \cdot m \cdot \frac{T_{5,i+1} - T_{5,i}}{\Delta \tau}$$

where:  $\alpha$  – thermal diffusion coefficient, W/m<sup>2</sup>K,  $c_p$  – heat capacity of air, J/kgK; G – mass flow, kg/s;  $Tpow_p$  – initial air temperature, °C,  $Tpow_k$ 



- final air temperature, °C; F - surface, m<sup>2</sup>,  $\lambda$  - thermal conductivity coefficient, W/mK;  $T_{i}$  - node temperature, °C; Dx - distance, m,  $c_{pm}$  - specific heat capacity of plate, J/kgK, m - mass, kg;  $\Delta t$  - time, s.

#### 3. The influence of air velocity on the temperature distribution in the impletion of regenerative heat exchanger – the example of calculation

The numerical calculations by means of Mathcad were presented. The following data were used: initial air temperature  $Tpow_p = 20^{\circ}$ C, thermal diffusion coefficient  $\alpha = 40 \text{ W/m}^2$ K, specific heat capacity of air  $c_p = 1005 \text{ J/kgK}$ , air density  $\rho_p = 1.205 \text{ kg/m}^3$ , thermal conductivity coefficient  $\lambda = 200 \text{ W/mK}$ , specific heat capacity of plate  $c_{pm} = 870 \text{ J/kgK}$ , density of plate material  $\rho_m = 2700 \text{ kg/m}^3$ ,  $\Delta x = 0.002 \text{ m}$ ,  $\Delta y = 0.2 \text{ m}$ ,

$$\Delta y$$

 $h = 0.5 \text{ m}, b = 0.02 \text{ m}, \Delta \tau = \frac{-y}{v}$ . At the initial time a constant temperature in all nodes in the analyzed area was assumed  $T(\tau = 0) = \text{const} = 10^{\circ}\text{C}$ .

The following air velocities were considered:  $\upsilon_1 = 2 \text{ m/s}, \upsilon_2 = 1 \text{ m/s}.$ 

The figure below shows fragmentary results of made simulation. Figure 2 illustrates the temperature changes for the heating process at the various nodes of the model in the subsequent time intervals with incorporation of two variants of the air flow rate.



Fig. 2. The temperature distribution for the heating process at the various nodes of the model in the subsequent time intervals (with incorporation of two variants of the air flow rate)

#### 4. The influence of the geometrical dimensions on the temperature distribution in the impletion of regenerative heat exchanger

For the same data as in section 3 computational simulation was performed taking into account the length of the impletion  $\Delta y = 0.2$  m oraz  $\Delta y = 0.1$  m.

The figure below shows fragmentary results of made simulation. Figure 3 illustrates the temperature changes for the heating process at the various nodes of the model in the subsequent time intervals with incorporation of two variants of the length of the impletion.



Fig. 3. The temperature distribution, for heating process, in the various nodes of the model in the subsequent time intervals (with incorporation of two variants of the length of the impletion)

#### 5. Conclusions

Adopted mathematical model and the sample solution allow to make a simplified calculation of the temperature distribution in the filling on the regenerative heat exchanger. It also allows to estimate the final temperature of the air at a given initial temperature of the air. With it one can better understand the processes of heat exchange occurring in the device, which has an impact on the determination of optimum operating conditions of the heat exchanger. Through various computational simulations it shows how significant impact the individual parameters: geometric dimensions and airflow have on the work of the regenerator.

#### **References:**

- [1] Rosiński M.: Odzyskiwanie ciepła w wybranych technologiach inżynierii środowiska. Politechnika Warszawska, Warszawa 2012.
- [2] Hobler T.: *Ruch ciepła i wymienniki*. WNT, Warszawa 1986.



Diana Chylińska

## Wpływ wybranych parametrów na rozkład temperatury dla okresu nagrzewania wypełnienia regeneracyjnego wymiennika ciepła

#### 1. Wprowadzenie

Zastosowanie regeneracyjnego wymiennika ciepła do odzysku ciepła (chłodu) w systemie wentylacji czy klimatyzacji zasadniczo umożliwia obniżenie nie tylko kosztów eksploatacji budynków, poprzez zmniejszenie zapotrzebowania na ciepło do ogrzania i ochłodzenia powietrza nawiewanego, lecz także kosztów inwestycyjnych, związanych z możliwością wykorzystania nagrzewnic i chłodnic powietrza o znacznie mniejszej powierzchni wymiany ciepła [1].

Wyróżniamy dwa rodzaje regeneracyjnych wymienników ciepła stosowanych w systemach wentylacji:

- 1. Rotacyjny wymiennik ciepła (z wirującą masą akumulacyjną),
- 2. Nieobrotowy wymiennik ciepła z masą akumulacyjną.

Regeneracja jest to proces zachodzący wówczas, gdy strumienie powietrza nawiewanego i wywiewanego na zmianę omywają tę samą powierzchnię wymiennika. Ruch ciepła w wypełnieniu regeneracyjnego wymiennika ciepła ma charakter nieustalonego przewodzenia ciepła. Rozwiązywanie zadań z dziedziny nieustalonego przepływu ciepła metodami analitycznymi często wymaga bardzo dobrego przygotowania matematycznego [2].

W niniejszej publikacji przedstawiono model obliczeniowy pozwalający na analizę rozkładu temperatury w wypełnieniu regeneracyjnego wymiennika ciepła dla warunków niestacjonarnych. W modelu założono jednowymiarowe pole temperatury. Jako warunek początkowy przyjęto jednakową temperaturę wypełnienia (we wszystkich węzłach) oraz przyjęto warunek brzegowy trzeciego rodzaju. Przeanalizowano wpływ wymiarów geometrycznych (długości wypełnienia) oraz prędkości przepływu powietrza na rozkład temperatury w wypełnieniu.

## 2. Model matematyczny wymiany ciepła dla nagrzewania wypełnienia regeneracyjnego wymiennika ciepła

Rozważono niestacjonarne jednowymiarowe przewodzenie ciepła w warstwie wypełnienia regeneracyjnego wymiennika ciepła. Jako wypełnienie przyjęto płytę o grubości  $\delta$ . Ze względu na fakt, iż z obu stron elementu przepływa powietrze o identycznych parametrach dokonano analizy rozkładu temperatury w połowie elementu wypełnienia  $\delta/2$ . Rozpatrzono proces nagrzewania wypełnienia. Model wymiany ciepła opracowano wykorzystując jedną z numerycznych metod rozwiązywania zagadnień przewodzenia ciepła, a mianowicie metodę bilansów elementarnych. Badany obszar podzielono na elementy geometryczne i sporządzono dla nich bilanse energii uwzględniając następujące założenia:

- uwzględniono średnią temperaturę powietrza w otoczeniu elementu wypełnienia *Tpow*,
- jednowymiarowe pole temperatury  $T = f(x, \tau)$ ,
- warunek początkowy: temperatura płyty
  - $T(\tau = 0) = \text{const} = 10^{\circ}\text{C},$
- warunek brzegowy III rodzaju:

$$\lambda \left(\frac{dt}{dx}\right)_{x=0} = \alpha \left[Tpow_{sr} - T(0,\tau)\right]$$

- stałe parametry materiału wypełnienia ( $c_{pm}, \rho_m, \lambda$ ) oraz parametry powietrza ( $c_p, \rho, \alpha$ ),
- brak obecności wewnętrznych źródeł ciepła,
- każdy element reprezentowany jest przez węzeł leżący w środku ciężkości elementu,
- cały element ma temperaturę równą temperaturze węzła,
- w węzłach leżących wewnątrz skupiona jest cała pojemność cieplna elementów,
- węzły leżące na powierzchni ciała traktowane są jako bezpojemnościowe.

Na rysunku 1 przedstawiono model fizyczny opracowany w celu dokonania analizy rozkładu temperatury dla okresu nagrzewania wypełnienia.

Przy założeniu izobarycznego przepływu ciepła, w warunkach niestacjonarnego przewodzenia, ciepło dopływające do rozpatrywanego węzła z węzłów sąsiednich lub z powierzchni ciała powoduje przyrost entalpii elementu. Równania bilansu energii dla poszczególnych węzłów można zapisać w sposób przedstawiony we wzorze (1). W efekcie otrzymujemy (2).

#### 3. Wpływ prędkości przepływu powietrza na rozkład temperatury w elemencie wypełnienia – przykład obliczeniowy

Przy użyciu programu Mathcad wykonano obliczenia numeryczne. Przyjęto następujące dane: początkowa temperatura powietrza  $Tpow_p = 20^{\circ}$ C, współczynnik wnikania ciepła  $\alpha = 40$  W/m<sup>2</sup>K ciepło właściwe powietrza  $c_p = 1005$  J/kgK, gęstość powietrza  $\rho_p = 1,205$  kg/m<sup>3</sup>, współczynnik przewodzenia ciepła  $\lambda = 200$  W/mK, ciepło właściwe materiału  $c_{pm} = 870$  J/kgK, gęstość materiału (aluminium)  $\rho_m = 2700$  kg/m<sup>3</sup>, wymiary geometryczne wypełnienia:  $\Delta x = 0,002$  m,  $\Delta y = 0,2$  m, h = 0,5 m, b = 0,02 m,

krok czasowy  $\Delta \tau = \frac{\Delta y}{\upsilon}$ . W chwili początkowej przyjęto stałą temperaturę we wszystkich węzłach analizowanego obszaru  $T(\tau = 0) = \text{const} = 10^{\circ}\text{C}$ . Rozpatrzono następujące prędkości przepływu powietrza:  $\upsilon_1 = 2 \text{ m/s}$ ,  $\upsilon_2 = 1 \text{ m/s}$ .

Rysynek 2 obrazuje rozkład temperatury, dla okresu nagrzewania, w elemencie wypełnienia z uwzględnieniem dwóch wariantów prędkości przepływu powietrza.

#### 4. Wpływ wymiarów geometrycznych elementu wypełnienia na rozkład temperatury

Dla identycznych danych jak w punkcie 3 wykonano symulację obliczeniową uwzględniając dwie długości elementu wypełnienia  $\Delta y = 0,1$  m oraz  $\Delta y = 0,2$  m. Rysunek 3 przedstawia fragmentaryczne wyniki wykonanej symulacji – rozkład temperatury, dla okresu nagrzewania, w elemencie wypełnienia z uwzględnieniem dwóch wariantów długości elementu wypełnienia.

#### 5. Podsumowanie

Zaprezentowany model matematyczny i jego przykładowe rozwiązanie umożliwiają wykonanie uproszczonej kalkulacji rozkładu temperatury w wypełnieniu regeneracyjnego wymiennika ciepła. Pozwala on także oszacować końcową temperaturę powietrza przy zadanej temperaturze początkowej powietrza. Dzięki niemu można lepiej zrozumieć procesy wymiany ciepła zachodzące w urządzeniu, co ma wpływ na określenie optymalnych warunków pracy wymiennika. Poprzez różne symulacje obliczeniowe pokazuje jak znaczące oddziaływanie na pracę regeneratora mają poszczególne parametry: wymiary geometryczne oraz prędkość przepływu powietrza.



TOMASZ KOZŁOWSKI<sup>1</sup> MARTA KOLANKOWSKA<sup>2</sup> ŁUKASZ WALASZCZYK<sup>3</sup> Kielce University of Technology <sup>1</sup>e-mail: tomkoz@tu.kielce.pl <sup>2</sup>e-mail: kolankowska.marta@wp.pl <sup>3</sup>e-mail: lukaszw@tu.kielce.pl

## A FINITE DIFFERENCE SCHEME TO SOLVE ONE-DIMENSIONAL PROBLEMS ASSOCIATED WITH SOIL FREEZING AND THAWING

#### Abstract

A finite difference scheme, which can be easily used for PC-programming to solve one-dimensional problems associated with soil freezing and thawing is presented. The method takes into account the real phase equilibria in the soil-water system, thereby being better interpretable both physically and in terms of soil mechanics. Some special computational procedures have been given, among them those relating to the crossing the freezing point and to determining the initial temperature distribution.

Keywords: heat transfer, soil, phase changes, soil freezing point, unfrozen water content

#### Nomenclature

- a thermal diffusivity (m<sup>2</sup> K<sup>-1</sup>)
- C volumetric heat capacity (J m<sup>-3</sup> K<sup>-1</sup>)
- $c_{ice}$  specific heat of ice (J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>)
- $c_s$  specific heat of dry soil (J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>)
- $c_u$  specific heat of unfrozen water (J kg<sup>-1</sup> K<sup>-1</sup>)
- erf Gauss error function
- G geothermal gradient (K m<sup>-1</sup>)
- L latent heat of fusion of ice (J kg<sup>-1</sup>)
- Q heat (J)
- t time (s)
- *T* temperature (K)
- $T_a$  air temperature (°C)
- T' fictional value of temperature (°C)

#### 1. Introduction

Knowledge about the possible depth of frost or thaw in the subsoil is essential in a variety of problems in civil and environmental engineering. However, the existing analytical solutions are useful, as a rule, only in the cases of homogeneous and isotropic ground conditions [1]. Though some such methods deal with multilayer subsoil [1], they are still a little too flexible for most engineering computations. Instead, the numerical techniques are used for the calculation of the ground thermal regime.

- $T_{f}$  equilibrium freezing point (°C)
- $T_a$  average annual temperature (°C)
- w water content (% of dry mass)
- $w_{\mu}$  unfrozen water content (% of dry mass)
- z vertical coordinate (m)
- $w_{\mu}$  unfrozen water content (% of dry mass)
- z vertical coordinate (m)

#### Greek symbols

- $\alpha$  convective heat transfer (W m<sup>-2</sup> K<sup>-1</sup>)
- $\rho_d$  soil dry density (kg m<sup>-3</sup>)
- $\lambda$  thermal conductivity (W/mK)
- $\Delta z_i$  vertical size of an element *i* (m)

A number of such methods have been developed during the last few decades. They cover solutions for oneand two-dimensional problems solved by the finite difference method (FDM) [2], [3] and in some cases by the finite element method (FEM) [4], [5], [6]. However, the characteristic features of the soil-water system, particularly relating to the phase phenomena (e.g. the freezing point depression and the unfrozen water content) are usually not taken into account, although the distribution of the latent heat of fusion plays a very significant role in the thermal balance. When a simplified model, in which all water in the soil-water system freezes at 0°C is assumed, the obtained values of the depth of frost are under-predicted by up to 30% [7]. Moreover, in a number of the models some soil parameters are misapplied. In turn, the approximate analytic solutions do not take the temperature dependence of the soil phase composition into account.

The aim of the paper is to present a finite difference scheme, which can be easily used for PCprogramming to solve one-dimensional problems associated with soil freezing and thawing. The method takes into account the real phase equilibriums in soilwater system, thereby being better interpretable both physically and in terms of soil mechanics.

#### 2. Theory

#### 2.1. The finite difference scheme

The case of transient, geometric one-dimensional heat conduction will be discussed for a horizontally stratified region representing the ground (Fig. 1). Material properties within a given layer are uniform. Each layer is subdivided into a number of  $\Delta z_i$  – sized elements, thereby establishing a grid with nodes 1, ..., *i*, ..., *n* in the centres of the elements. Thus the primary assumption made is that the temperature (or other properties) at nodal *i* represents the temperature over the entire element. In the region in question, the equation of transient, one-dimensional heat conduction with an internal heat source

$$\frac{\delta^2 T}{\delta z^2} + \frac{q_g}{\lambda} = \frac{1}{a} \frac{\delta T}{\delta t}$$
(1)

is to be solved for time  $t > t_0$ , whilst considering the boundary conditions at the top and the bottom. The initial temperature distribution  $T_{i0}$  for i = 1, 2, ..., n is given.

The general energy balance for an element i can be written, relating to the first law of thermodynamics, as

$$Q_{i+1,j} + Q_{g\,j,j} - Q_{i-1,j} = Q_{s,i,j}$$
(2)

where  $Q_{i+1,j}$  is the heat entering the element from the lower side, calculated in relation to the state of the system in a time moment *j* (in the paper, the subscripts *i* and *j* denote the space and time coordinate respectively; in the case of time independent values, the time subscripts *j* will be omitted),  $Q_{g,i,j}$  is the heat generated within the element,  $Q_{i-1,j}$  is the heat leaving the element from the upper side and  $Q_{s,i,j}$  is the heat stored in the element, the latter being an equivalent of the change of enthalpy.



environ

Fig. 1. Discretization of one-dimensional heat transfer in stratified ground: a) division of the layers into final elements numbered 1,... *i*,... *n*, b) temperature  $T_{i,j+1}$  of the element *i* after a final time increment  $\Delta t_j$  as a function of current temperatures of the element and of the adjacent elements

According to the widely known Fourier's law of heat conduction and making use of the concept of thermal resistances, we can write

$$Q_{i+1,j} = \frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{\frac{\Delta z_{i+1}}{2\lambda_{i+1}} + \frac{\Delta z_i}{2\lambda_i}} \Delta t_{i,j}$$
(3)

and analogically

$$Q_{i-1,j} = \frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{\frac{\Delta z_i}{2\lambda_i} + \frac{\Delta z_{i-1}}{2\lambda_{i-1}}} \Delta t_{i,j}$$
(4)

To formulate the expression for the heat generated in an element *i*, the unfrozen water concept should be introduced. It is widely known that an amount of liquid water remains unfrozen in a soil water system in a wide range of temperatures beneath the freezing point  $T_{c}$  [8-11]. Thus, the temperature called the freezing point of soil water, in contrary to the freezing point of normal water in bulk, is comprehended as the temperature at which equilibrium freezing of liquid soil water (i.e. its solidification) begins. Any lowering of the temperature beneath the freezing point leads to the production of an amount of ice, which at any temperature  $T < T_{f}$  will remain in thermodynamic equilibrium with the unfrozen water. Oppositely, any increasing of the temperature melts an amount of ice, creating a new balance between liquid water and ice. A further increase in temperature will finally result in the melting of the last crystals of ice at the freezing

point  $T_f$ . In other words, in the case of the soil-water system, the freezing point is the highest temperature at which ice is present in the system.

Hence, the unfrozen water content  $w_u$ , defined analogically to the water content w as the ratio of the mass of unfrozen water to the mass of dry soil, is a function of temperature:

$$w_u = \begin{cases} w & T \ge T_f \\ w_u(T) & T < T_f \end{cases}$$
(5) with

Now the heat generated in the element i can be written as

$$Q_{g_{i,j}} = -\rho_d L[w_u(T_{i,j}) - w_u(T_{i,j+1})]\Delta z_i \quad (6)$$

for temperatures beneath the freezing point and, according to (5), it is equal to zero as  $T_{i,j}$  and  $T_{i,j+1}$  are higher than the freezing point.

Finally, the heat stored in the element i can be expressed as

$$Q_{s,i,j} = C_{i,j} (T_{i,j} - T_{i,j+1}) \Delta z_i$$
(7)

where  $C_{i,j}$  is the volumetric heat capacity of the element, J/m<sup>3</sup>K. It should be noted that  $C_{i,j}$ , depending on the phase composition, is a function of temperature and can be written as

$$C_{i,j} = [c_s + c_u w_u(T_{i,j}) + c_{ice} (w_i - w_u(T_{i,j})] \rho_d \quad (8)$$

Notice that two simplifications have been made in relation to the temperature dependence of  $C_{ii}$ . Firstly, it is assumed that the specific heats of soil constituents,  $c_s$ ,  $c_{\mu}$  and  $c_{ice}$ , are temperature independent, although such a dependence indeed occurs and could easily be taken into account. However, thermal effects associated with it are of two orders of magnitude less than those ones connected with the release or absorbing of the latent heat. For that reason the temperature dependence of the unfrozen water function must always be taken into consideration. On the other hand, the second assumption consists in keeping the unfrozen water content constant as the temperature changes from  $T_{ii}$ to  $T_{i,i+1}$ . Moreover, taking into account the definition given by Equation (5), one can see that the volumetric heat capacity  $C_{ii}$  is temperature dependent only for temperatures below the freezing point and becomes constant as ice is absent in the system.

Substituting Equations (3), (4), (6) and (7) into (2) and rearranging gives the searched temperature of the element *i* at the moment j+1 as

$$T_{i,j+1} = T_{i,j} \left(1 - \frac{A_{i+1} + A_{i-1}}{C_{i,j} \Delta z_i} \Delta t_{i,j}\right) - \frac{A_{i+1}T_{i+1,j} + A_{i-1}T_{i-1,j}}{C_{i,j} \Delta z_i} \Delta t_{i,j} - \frac{\rho_d L[u(T_{i,j}) - u(T_{i,j+1})]}{C_{i,j}}$$
(9)

vhere

and

$$A_{i+1} = \frac{1}{\frac{\Delta z_{i+1}}{2\lambda_{i+1}} + \frac{\Delta z_i}{2\lambda_i}}$$
(10)

$$A_{i-1} = \frac{1}{\frac{\Delta z_i}{2\lambda_i} + \frac{\Delta z_{i-1}}{2\lambda_{i-1}}}$$
(11)

Taking into account Equation (5), at temperatures higher than the freezing point, the last term in the Equation (9) equals zero and the volumetric heat  $C_{i,j}$ is temperature independent, so the equation takes on the form of a so-called explicit FDM scheme (Baehr and Stephan [12]). The stability condition for such a scheme is a consequence of the requirement that no coefficient in such an equation is negative. Hence:

$$1 - \frac{A_{i+1} + A_{i-1}}{C_{i,j} \Delta z_i} \Delta t_{i,j} > 0$$
 (12)

which yields a restriction for time increment  $\Delta t_{ij}$ :

$$\Delta t_{i,j} > \frac{C_{i,j} \Delta z_i A_{i-1} A_{i+1}}{2(A_{i-1} + A_{i+1})}$$
(13)

Below the freezing point, all the terms in Equation (9) have non-zero values. Additionally, the volumetric heat capacity  $C_{i,j}$  becomes temperature dependent. The temperature  $T_{i,j+1}$  cannot be obtained in an explicit form and a special technique must be used to solve Equation (9).

Another problem arises relating to the stability of Equation (9). The limitation of the time step set by the inequality (13) may now not guarantee the stability. Smith [13] shows that such a stability condition remains unaltered if the coefficient in the implicit FDM scheme depends linearly on the temperature. However, in the case of Equation (9), the temperature dependency follows from the unfrozen water content  $w_u$  being a non-linear function of temperature. However, there is no need to establish the stability theoretically in

this case. According to Allen et al. [14], a possible approach consists in conducting a series of numerical experiments for a program based on the algorithm in question. The behaviour of the method over a spectrum of mesh geometries and coefficient values is examined and certain conclusions regarding the stability can be drawn. As will be shown below, the approach, often referred to as the heuristic stability analysis, has been applied in the case of the considered algorithm.

The upper boundary condition will be established by assuming a fictional, additional node for which I = 0 and rewriting Equation (4):

$$Q_{i-1,j} = \frac{T_{1,j} - T_{0,j}}{\frac{\Delta z_i}{2\lambda_i} + \frac{1}{\alpha}} \Delta t_{1,j}$$
(14)

where:  $\alpha$  is the convective heat transfer coefficient, W/m<sup>2</sup>K, and  $T_{0,i}$  refers to the air temperature.

The lower boundary condition needs the introduction of the temperature of a fictional element n+1 outside the region in question:

$$T_{n+1,j} = T_{n,j} + G \Delta z_n \tag{15}$$

where: G is the geothermal gradient, K/m.

#### 2.2. Solution of the FDM scheme

Basing on the FDM scheme presented in section 1, a PC-program Daisy 2.0 has been written enabling a complex thermal analysis of freezing and thawing ground. The applied step-by-step numerical procedure will be presented below.

- 1. Collecting data about the ground profile in question (thicknesses of layers, basic physical properties of soils).
- 2. Introducing the grid down to 8 m (it has been assumed that changes of temperature at this depth are negligible).
- 3. Establishing the initial temperature profile. It can be done by two alternate ways; the first one based on linear distribution from point to point, according to data provided by the user, and the second based on the Gauss error function, assuming that at the depth of 8 m the temperature is constant and equalled to the average annual temperature  $T_g$  for the region in question [15]:

$$T(z,t) = T_a + (T_g - T_a) \operatorname{erf}\left(\frac{z}{2\sqrt{\frac{\lambda}{C}t}}\right) \quad (16)$$

where: *t* is the length of a period, immediately before the simulation, for which the mean air temperature  $T_a$  is known. In Equation (16), the uniformity of the thermal properties over the entire profile is assumed. For the layered ground profile, the following recurrent procedure is proposed to establish the initial temperature distribution. The temperature in the first soil layer is calculated by use of the thermal parameters of this layer:

$$T(z,t) = T_{a} + (T_{g} - T_{a}) \operatorname{erf}\left(\frac{z}{2\sqrt{\frac{\lambda_{1,0}}{C_{1,0}}t}}\right)$$
(17)

Temperature in a layer *i* is calculated as a function of the temperature  $T_{i-1}$  at the lower boundary of the previous layer *i*-1, by use of the thermal properties of the layer *i*:

$$T(z,t) = T_{i-1} + (T_g - T_{i-1}) \operatorname{erf}\left(\frac{z - \sum_{k=1}^{k=i-1} h_k}{2\sqrt{\frac{\lambda_{i,0}}{C_{i,0}}t}}\right) (18)$$

The principle of the method is shown in Figure 2. For the purpose of numerical computations, the error function can be effectively approximated by the Taylor series:

erf 
$$x = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left( x - \frac{x^3}{3} + \frac{1}{2!} \cdot \frac{x^5}{5} - \frac{1}{3!} \cdot \frac{x^7}{7} + \dots \right)$$
 (19)

- 4. Collecting data about the thicknesses and physical properties of the insulating layers if any exist.
- 5. Collecting data about the air temperature as a number of pairs  $(T_{0,k}, t_k)$ , where  $T_{0,k}$  is a constant air temperature for the period of  $t_k$ .
- Computing the temperature independent thermal properties of soils in the profile: the freezing point *T<sub>f</sub>* and the thermal conductivity λ.
- 7. For the current temperature profile, computing the temperature dependent thermal properties of soils in every final element in the profile: the unfrozen water content and the volumetric heat capacity according to Equation (8).
- 8. For every final element *i*, computing the allowed time step with regard to the stability condition given by Equation (13) and then computing the minimal time increment for the stage *j* as

$$\Delta t_i = \max\{\Delta t_{i,i}, i = 1...n\}$$
(20)

9. For every final element *i*, computing the temperature on the next stage j+1 as  $T_{i,j+1}$ , i=1...n according to Equation (9) and taking the constant value for the time step in accordance with Equation(20). Because of the temperature dependency of the unfrozen water content, the Equation (9) is in fact an implicit function of  $T_{i,j+1}$ , therefore a special procedure must be applied to obtain the solution. In this case, the Newton method proved very useful. To be solved, the Equation (9) had to be rearranged to the form

$$\Phi(T_{i,i+1}) = 0 \tag{21}$$

and next the iteration scheme was successfully used giving a quick convergence.

10. Assigning the temperature distribution for the next stage  $\{T_{i,j+1}, I = 1...n\}$  to the current temperature distribution  $\{T_{i,j}, I = 1...n\}$  and going to the point (7).



Fig. 2. Establishing the initial temperature profile (see details in text)

A special attention should be paid on the case when temperature crosses the freezing point. All thermal effects associated with freezing or thawing must be taken into account, especially in the vicinity of the freezing point where the slope of the phase composition curve is particularly steep. In the program in question, the problem has been solved as follows. Assume, for simplicity, three possible situations on cooling  $(T_{ij} \ge T_{ij+1})$ :

$$T_{ij} > T_f \text{ and } T_{ij+1} \ge T_f$$
 (22)

$$T_{ij} > T_f \text{ and } T_{ij+1} < T_f$$
 (23)

$$T_{i,j} \le T_f \text{ and } T_{i,j+1} < T_f \tag{24}$$

In the case given by Equation (22), the heat generated in the element *i* equals zero while in the case given by Equation (24) the heat generated in the element *i* is calculated according to Equation (6). The situation given by Equation (23) refers to the "crossing" of the freezing point and needs special attention. It should be noted that on cooling the appearance of the condition (23) always follows the condition (22), thus the temperature  $T_{i,j+1}$  is calculated supposing that phase changes have not been initiated which is at variance with the fact that the freezing point has been exceeded. The following procedure is used in this case:

- a) Until the condition (22) is satisfied, T<sub>i,j+1</sub> in the next time step is calculated by use of Equations (8) and (9) with the unfrozen water content w<sub>u</sub>(T) equal to zero.
- b) If  $T_{i,j+1}$  calculated during a subsequent time step satisfies the condition (23), the phase change is assumed to begin. Actually, the calculated value of  $T_{i,j+1}$  does not occur in the element so it is treated as a fictional value *T*<sup>\*</sup>. Now the loss of heat related to the current time step can be expressed as

$$\Delta Q = C_{i,j} (T_{i,j} - T') \Delta z_i \tag{25}$$

which can be divided into two parts:

$$\Delta Q = \Delta Q_1 + \Delta Q_2 \tag{26}$$

where:

$$\Delta Q_1 = C_{i,j} (T_{i,j} - T_f) \Delta z_i \tag{27}$$

is the loss of heat needed to reach  $T_f$  during cooling from  $T_{i,j}$  without phase change. The second part of  $\Delta Q$ refers to the latent heat of the freezing of a quantity of water in the element *i*:

$$\Delta Q_2 = -\rho_d L \left[ w_i - w_u(T_{i,j+1}) \right] \Delta z_i \qquad (28)$$

Substituting Equations (27) and (28) into Equation (25) via Equation (26) and using a function describing the temperature dependence of the unfrozen water, the real temperature  $T_{i,i+1}$  can be calculated.

#### 3. Conclusions

The presented model is a relatively simple and convenient tool for the calculation of frost or thaw penetration in soils. Despite its straightforwardness, the model takes into account the phase phenomena

characteristic for real soil-water systems, i.e. the existence of unfrozen water and the freezing point depression.

#### References

- [1] Jumikis A.R.: *Thermal Geotechnics*, Rutgers Univ. Press, New Brunswick 1977.
- [2] Goodrich L.E.: *Efficient numerical technique for onedimensional thermal problems with phase change*, Int. J. Heat & Mass Transfer 21 (1978), pp. 615-621.
- [3] Sheng D., Knutsson S., Axelsson K.: Verification and application of a numerical model for frost front penetration, in: Frost in Geotechnical Engineering, VTT 94, Espoo, pp. 401-413, 1989.
- [4] Blanchard D., Fremond M.: Soils frost heaving and thaw settlement, in: Ground Freezing, Proceedings of The Fourth International Symposium on Ground Freezing, A.A.Balkema, Rotterdam/Boston, pp. 209-216, 1985.
- [5] Comes-Pintaux A.M., Nguyen-Lamba M.: Finiteelement enthalpy method for discrete phase change, Num. Heat Transfer 9 (1986), pp. 403-417.
- [6] Shen M., Ladanyi B.: Numerical solutions for freezing and thawing of soils using boundaryconforming curvilinear coordinate systems, in: Frost in Geotechnical Engineering, VTT Symposium 94, Espoo, pp. 391-400, 1989.
- [7] Smith M.W., Riseborough D.W.: The sensitivity of thermal predictions to assumptions in soil properties,

[in:] Ground Freezing, Proceedings of The Fourth International Symposium on Ground Freezing, A.A.Balkema, Rotterdam/Boston, 1985, pp. 17-24.

- [8] Kozlowski T.: A comprehensive method of determining the soil unfrozen water curves; 1: Application of the term of convolution, Cold Regions Science & Technology, 36 (2003), pp. 71-79.
- [9] Kozlowski T.: A comprehensive method of determining the soil unfrozen water curves; 2: Stages of the phase change process in frozen soil-water system, Cold Regions Science & Technology, 36 (1-3) (2003), pp. 81-92.
- [10] Kozlowski T.: Soil freezing point as obtained on melting, Cold Regions Science & Technology, 38(2-3) (2004), pp. 93-101.
- [11] Kozlowski T.: A semi-empirical model for phase composition of water in clay–water systems, Cold Regions Science and Technology, 49 (2007), pp. 226–236.
- [12] Baehr H.D., Stephan K.: Heat and Mass Transfer, Springer-Verlag, Berlin, 1998.
- [13] Smith G.D.: Numerical solution of partial differential equations, in: Finite Difference Methods, Clarendon Press, Oxford, 1985.
- [14] Allen M.B., Herrera I., Pinder G.F.: Numerical Modelling in Science and Engineering, John Willey & Sons, New York, 1988.
- [15] Lukyanov W.S., Golovko M.D.: Calculation of the Frost Depth in Soils (Razchet Glubiny Promerzaniya Gruntov, in Russian), Gosudarstvennoye Transportnoye Zheleznodorozhniye Izdatelstvo, Moskva, 1958.

Tomasz Kozłowski Marta Kolankowska Łukasz Walaszczyk

## Metoda różnic skończonych do rozwiązywania jednowymiarowych problemów związanych z zamarzaniem i rozmarzaniem gruntu

#### 1. Wprowadzenie

Wiedza dotycząca głębokości przemarzania lub odmarzania podłoża gruntowego jest niezbędna przy projektowaniu fundamentów oraz innych konstrukcji w zimnych regionach. Istniejące rozwiązania analityczne są jednak użyteczne tylko w przypadkach jednorodnych i izotropowych warunków gruntowych [1]. Pomimo iż niektóre metody radzą sobie z wielowarstwowym podłożem [1], nadal są one niewystarczająco precyzyjne dla większości obliczeń inżynierskich. Metody numeryczne z kolei są wykorzystywane do modelowania przepływu ciepła w podłożu gruntowym. W ciągu ostatnich kilku dekad opracowano wiele takich metod. Obejmują one rozwiązania metodą różnic skończonych (MRS) [2, 3], a w niektórych przypadkach metodą elementów skończonych (MES) [4-6] dla zagadnień jednoi dwuwymiarowych. Jednakże cechy charakterystyczne systemu wodno-gruntowego, zwłaszcza związane z przemianami fazowymi (np. obniżenie temperatury

krzepnięcia i zawartości wody niezamarzniętej), zwykle nie są brane pod uwagę, chociaż rozkład ciepła utajonego lodu odgrywa znaczącą rolę w równowadze termicznej. W przypadku uproszczonego modelu, w którym cała woda w systemie woda-grunt zamarza w temperaturze 0°C przyjmuje się, że uzyskane wartości głębokości przemarzania są zaniżone nawet o 30% [7]. Niestety, pomimo uproszczeń, modele nie zawsze są łatwe do programowania komputerowego. Ponadto w wielu modelach niektóre parametry gruntu są błędnie zastosowane. Z kolei przybliżone rozwiązania analityczne nie biorą pod uwagę zależności temperatury od składu fazowego gruntu. Dodatkowo, ich zastosowanie do warstwowego podłoża jest zwykle ograniczone.

Celem pracy jest przedstawienie metody różnic skończonych, która może być łatwo zastosowana do komputerowego programowania rozwiązań jednowymiarowych zagadnień związanych z zamarzaniem i rozmarzaniem gruntu. Metoda ta uwzględnia rzeczywiste równowagi fazowe w systemie wodno-gruntowym, co pozwala na lepszą interpretację fizyczną, również z punktu widzenia mechaniki gruntów.

#### 2. Teoria

#### 2.1. Metoda różnic skończonych

W tej części omówiony został przypadek nieustalonego, geometrycznie jednowymiarowego przewodzenia ciepła w poziomo warstwowym podłożu gruntowym (rys. 1). Właściwości materiału w danej warstwie są jednorodne. Każda warstwa jest podzielona na szereg elementów o wielkości  $\Delta z_i$ , tym samym ustanawiając siatkę z węzłów 1, ..., *i*, ..., *n* znajdujących się w środku elementów. Podstawowym założeniem jest, że temperatura (lub inne właściwości) w węźle *i* oznacza temperaturę w całym elemencie.

W danym obszarze równanie nieustalonego, jednowymiarowego przewodzenia ciepła z wewnętrznym źródłem ciepła (1) jest rozwiązywane dla czasu  $t > t_0$ , przy jednoczesnym uwzględnieniu warunków brzegowych na górze i na dole. Początkowy rozkład temperatury  $T_{i,0}$  dla i = 1, 2, ... n jest dany.

Ogólny bilans energii dla elementu *i* można zapisać, odnosząc się do pierwszej zasady termodynamiki, jako (2), gdzie  $Q_{i+1,j}$  jest ciepłem dostarczanym do elementu od dołu, obliczanym w stosunku do stanu systemu w chwili *j* (w artykule, indeksy *i* oraz *j* oznaczają odpowiednio współrzędne przestrzenne i czas, w przypadku wartości niezależnych od czasu, indeksy *j* będą pominięte),  $Q_{g,ij}$  jest ciepłem wytworzonym wewnątrz elementu,  $Q_{i+1,j}$  jest ciepłem opuszczającym element od góry, natomiast  $Q_{s,ij}$  to ciepło przechowywane w elemencie, będące odpowiednikiem zmiany entalpii.

Zgodnie z powszechnie znanym prawem przewodzenia ciepła Fouriera oraz w oparciu o pojęcie oporów cieplnych, możemy zapisać (3) oraz analogicznie (4).

Aby sformułować wyrażenie dla ciepła wytwarzanego w elemencie *i*, należy wprowadzić pojęcie wody niezamarzniętej. Wiadomo, że pewna ilość wody w stanie ciekłym pozostaje niezamarznięta w systemie woda-grunt w szerokim zakresie temperatur poniżej punktu zamarzania  $T_{\epsilon}$  [8-11]. Tak więc, temperatura nazywana temperaturą zamarzania wody w gruncie, w przeciwieństwie do temperatury zamarzania normalnej wody w dużej masie, jest rozumiana jako temperatura, w której rozpoczyna się zamarzanie ciekłej wody gruntowej (tj. jej krzepnięcie). Jakiekolwiek obniżenie temperatury poniżej punktu zamarzania prowadzi do wytwarzania takiej ilości lodu, która w danej temperaturze  $T < T_{s}$  pozostanie w równowadze termodynamicznej z niezamarzniętą wodą. Przeciwnie, jakiekolwiek zwiększenie temperatury powoduje topnienie pewnej ilości lodu, tworząc nową równowagę między ciekłą wodą i lodem. Dalszy wzrost temperatury doprowadza ostatecznie do stopienia ostatnich kryształków lodu w temperaturze krzepnięcia T. Innymi słowy, w przypadku systemu woda-grunt temperatura krzepniecia jest najwyższą temperatura, w której lód jest obecny w systemie.

Stąd zawartość wody niezamarzniętej  $w_u$ , określona analogicznie do zawartości wody w jako stosunek masy wody niezamarzniętej do masy suchego gruntu, jest funkcją temperatury (5). Dokładna postać funkcji  $w_u$  zostanie omówiona w dalszej części artykułu.

Teraz ciepło wytwarzane w elemencie *i* można zapisać jako (6) dla temperatur poniżej temperatury krzepnięcia, natomiast dla  $T_{i,j}$  oraz  $T_{i,j+1}$  wyższych od temperatury krzepnięcia jest równe zero, zgodnie ze wzorem (5). Wreszcie, ciepło przechowywane w elemencie *i* może być wyrażone jako: (7), gdzie  $C_{i,j}$  jest to objętościowa pojemność cieplna elementu, J/m<sup>3</sup>K. Należy zauważyć, że  $C_{i,j}$ , w zależności od składu fazowego, jest funkcją temperatury i może być zapisana jako (8).

Należy zwrócić uwagę, że dokonano dwóch uproszczeń w zakresie zależności  $C_{ij}$  od temperatury. Po pierwsze, zakłada się, że w procesie ogrzewania składników gruntu  $c_s$ ,  $c_u$  oraz  $c_{ice}$ , są niezależne od temperatury, chociaż taka zależność w rzeczywistości występuje i może być brana pod uwagę. Jednakże związane z tym efekty termiczne są o dwa rzędy wielkości mniejsze niż te związane z uwalnianiem lub absorbcją ciepła utajonego. Z tego powodu funkcja zależności wody niezamarzniętej od temperatury musi być zawsze brana pod uwagę. Drugie założenie polega na utrzymaniu stałej zawartości wody niezamarzniętej podczas zmiany temperatury od  $T_{i,j}$  do  $T_{i,j+1}$ . Ponadto biorąc pod uwagę równanie (5), można zauważyć, że objętościowa pojemność cieplna  $C_{i,j}$  jest zależna od temperatury, wyłącznie dla temperatur poniżej temperatury krzepnięcia i osiąga stałą wartość, gdy lód jest nieobecny w systemie.

Podstawiając wyrażenia (3), (4), (6) i (7) do (2) oraz przekształcając je dostajemy szukaną temperaturę elementu i, w chwili j+1 w postaci (9).

Na podstawie równania (5) ostatnie wyrażenie w równaniu (9) jest równe zero w temperaturach wyższych od temperatury krzepnięcia, a ciepło objętościowe  $C_{ij}$  jest temperaturowo niezależne, zatem równanie przyjmuje postać tzw. jawnego schematu MRS (Baehr Stephan [12]). Warunek stabilności takiego schematu wynika z założenia, że żaden współczynnik w równania nie jest ujemny. Stąd (12) czego efektem jest ograniczenie dla przyrostu czasu  $\Delta t_{ij}$  (13).

Poniżej temperatury zamarzania, wszystkie składniki równania (9) przyjmują wartości niezerowe. Dodatkowo objętościowa pojemność cieplna C<sub>11</sub> staje się zależna od temperatury. Temperatura  $T_{i,i+1}$  nie może być uzyskana w jednoznaczny sposób i dlatego do rozwiązania (9) należy użyć specjalnych technik. Inny problem jest związany ze stabilnością równania (9). Ograniczenie kroku czasowego wyznaczonego przez nierówność (13), nie gwarantuje stabilności. Smith [13] wskazuje, że taki stan stabilności pozostaje niezmieniony, jeżeli współczynnik w ukrytym schemacie MRS jest liniowo zależny od temperatury. Jednakże w przypadku równania (9), zależność od temperatury wynika z zawartości wody niezamarzniętej w będącej nieliniową funkcją temperatury. Natomiast, nie ma potrzeby, w tym przypadku określać teoretycznej stabilności. Według Allen et al. [14], możliwe podejście polega na przeprowadzeniu serii eksperymentów numerycznych dla programu opartego na omawianym algorytmie. Zachowanie metody powyżej spektrum geometrii siatki i wartości współczynnika jest zbadane i można wyciągnąć pewne wnioski dotyczące stabilności. Przedstawione poniżej podejście, często określane jako heurystyczna analiza stabilności, zostanie zastosowane dla rozważanego algorytmu.

Górny warunek brzegowy zostanie ustalony przez przyjęcie fikcyjnego dodatkowego węzła, dla którego i = 0, i równanie (4) przyjmuje postać (14), gdzie  $\alpha$ jest współczynnikiem konwekcyjnej wymiany ciepła, W/m<sup>2</sup>K oraz  $T_{0,j}$  oznacza temperaturę otoczenia. Dolny warunek brzegowy wymaga wprowadzenia temperatury fikcyjnego elementu n+1 na zewnątrz obszaru (15), gdzie G jest gradientem geotermalnym, K/m.

#### 2.2. Rozwiązanie programu FDM

W oparciu o MRS przedstawioną w pierwszej części artykułu, został napisany program komputerowy Daisy 2.0, aby umożliwić kompleksową analizę termiczną zamarzania i rozmarzania gruntu. Zastosowana krok po kroku procedura numeryczna zostanie omówiona poniżej.

- 1. Zebranie danych o profilu gruntu (grubości warstw, podstawowe właściwości fizyczne gruntów).
- 2. Wprowadzenie siatki aż do głębokości 8 m (przyjęto, że zmiany temperatury na tej głębokości są nieistotne).
- 3. Ustanowienie wstępnego rozkładu temperatury.
  - Można to zrobić dwoma sposobami; pierwszy opiera się na rozkładzie liniowym od punktu do punktu, w zależności od danych dostarczonych przez użytkownika, natomiast drugi na funkcji błędu Gaussa, przy założeniu, że na głębokości 8 m temperatura jest stała i równa średniej rocznej temperaturze  $T_a$  dla danego regionu [15]: (16), gdzie t jest długością okresu, bezpośrednio przed symulacją, dla którego średnia temperatura powietrza T<sub>a</sub> jest znana. W równaniu (16) zakłada się jednorodność właściwości cieplnych w całym profilu. Dla uwarstwionego podłoża zaproponowano procedurę rekurencyjną do ustalenia początkowego rozkładu temperatury. Temperatura w pierwszej warstwie gruntu jest obliczana w oparciu o parametry cieplne tej warstwy (17).

Temperatura w warstwie i jest obliczana jako funkcja temperatury  $T_{i-1}$  w dolnej granicy warstwy poprzedniej *i*-1, z wykorzystaniem parametrów cieplnych warstwy i (18).

Zasadę tej metody przedstawiono na rysunku 2. Do obliczeń numerycznych, funkcję błędu można skutecznie przybliżać za pomocą szeregu Taylora (19).

- 4. Zebranie danych o grubościach i właściwościach fizycznych warstw izolacyjnych, jeśli takie istnieją.
- 5. Zebranie danych na temat temperatury powietrza jako par liczby  $(T_{0'k'}t_k)$ , gdzie  $T_{0,k}$  jest stałą temperaturą powietrza dla okresu  $t_k$ .

- Obliczenie właściwości cieplnych gruntu niezależnych od temperatury: temperatury zamarzania *T<sub>f</sub>* i przewodności cieplnej λ.
- Dla bieżącego profilu temperatury obliczenie właściwości termicznych gruntów zależnych od temperatury w każdym elemencie końcowym profilu: zawartości wody niezamarzniętej oraz objętościowej pojemności cieplnej zgodnie z równaniem (8).
- 8. Dla każdego elementu końcowego *i*, obliczenie dopuszczalnego kroku czasowego w odniesieniu do stanu stabilności danego równaniem (13), a następnie obliczenie minimalnego przyrostu czasu dla etapu *j* jako (20).
- 9. Dla każdego elementu końcowego *i*, obliczenie temperatury  $T_{i,j+}$ , i = 1,..., n w następnym etapie *j*+1, zgodnie z równaniem (9) i przy stałej wartości kroku czasowego zgodnej z równaniem (20). Ze względu na zależność temperaturową zawartości wody niezamarzniętej, równanie (9) jest w rzeczywistości funkcją ukrytą  $T_{i,j+1}$ , dlatego też w celu uzyskania rozwiązania należy zastosować specjalną procedurę W tym przypadku bardzo przydatna okazuje się metoda Newtona. Aby rozwiązać równanie (9), należy je przekształcić do postaci (21) i następnie zastosować schemat iteracji, dający szybką zbieżność.
- 10. Przypisanie rozkładu temperatury dla następnego etapu  $\{T_{i,j+1}, i = 1...n\}$  jako bieżącego rozkładu temperatury  $\{T_{i,j}, i = 1...n\}$  i przejście do punktu (7).

Szczególną uwagę należy zwrócić w przypadku, gdy temperatura przekracza temperaturę zamarzania. W odniesieniu do rysunku 2, należy wziąć pod uwagę wszelkie efekty termiczne związane z zamarzaniem lub rozmarzaniem, zwłaszcza w otoczeniu temperatury zamarzania, gdzie nachylenie krzywej przemiany fazowej jest szczególnie duże. W programie problem ten rozwiązano w następujący sposób. Załóżmy, dla uproszczenia, trzy możliwe sytuacje podczas ochładzania ( $T_{ij} \ge T_{ij+1}$ ): (22), (23), (24).

W przypadku opisanym równaniem (22) ciepło wytworzone w elemencie *i* równa się zero, podczas gdy w przypadku danym równaniem (24) ciepło wytworzone w elemencie *i* jest obliczane zgodnie z równaniem (6). Sytuacja zadana równaniem (23) odnosi się do "przejścia" przez temperaturę zamarzania i wymaga szczególnej uwagi. Należy zauważyć, że wystąpienie podczas ochładzania warunku (23) następuje zawsze po warunku (22) w ten sposób, że temperatura  $T_{ija1}$  jest obliczana przy założeniu, że przemiana fazowa nie została zainicjowana, co jest sprzeczne z tym, że temperatura zamarzania została przekroczona. W takim przypadku stosuje się poniższą procedurę:

- a) Dopóki warunek (22) jest spełniony, temperaturę  $T_{i,j+1}$  w następnym etapie oblicza się, wykorzystując równania (8) i (9), zakładając, że zawartość wody niezamarzniętej  $w_u(T)$  jest równa zero.
- b) Jeśli temperatura  $T_{i,j+1}$  obliczona w następnym kroku czasowym spełnia warunek (23), zakłada się, że rozpoczęła się przemiana fazowa. Faktycznie obliczona wartość  $T_{i,j+1}$  nie występuje w elemencie, zatem jest ona traktowana jako wartość fikcyjna *T'*. Teraz strata ciepła związana z bieżącym krokiem czasowym może być wyrażona jako (25), którą można podzielić na dwie części (26), gdzie (27) jest utratą ciepła potrzebną do osiągnięcia  $T_f$  podczas chłodzenia od  $T_{i,j}$  bez zmiany fazy. Druga część  $\Delta Q$  oznacza ciepło utajone zamarzania pewnej ilości wody w elemencie *i* (28).

Podstawiając równania (27) i (28) do równania (25) za pomocą równania (26) oraz używając funkcji opisującej zależność temperaturową wody niezamarzniętej, można obliczyć temperaturę rzeczywistą  $T_{i,i+1}$ .

#### 3. Wnioski

Przedstawiony model jest stosunkowo prostym i wygodnym narzędziem do obliczania głębokości przemarzania lub odwilży w gruntach. Mimo swojej prostoty, model uwzględnia zjawiska przemian fazowych charakterystyczne dla rzeczywistych systemów wodno-gruntowych, np. istnienia wody niezamarzniętej i obniżenia temperatury krzepnięcia.



PETER DURČANSKÝ<sup>1</sup> PETER PILÁT<sup>2</sup> RADOVAN NOSEK<sup>3</sup> JOZEF JANDACKA<sup>4</sup>

University of Zilina, Slovakia

<sup>1</sup>e-mail: peter.durcansky@fstroj.uniza.sk <sup>2</sup>e-mail: peter.pilat@fstroj.uniza.sk <sup>3</sup>e-mail: Iradovan.nosek@fstroj.uniza.sk <sup>4</sup>e-mail: jozef.jandacka@fstroj.uniza.sk

## NEW WAYS OF RENEWABLE SOURCES UTILIZATION FOR ELECTRICITY PRODUCTION

#### Abstract

Nowadays, different solutions for increasing energy production are investigated in the world. One of the ways is utilization of renewable energy sources in cogeneration devices – combined production of electricity and heat in one device, with a high overall efficiency. The article deals with principle of hot-air engine, its basic division and use in combined production of heat and electricity from biomass. The basic principle of engine is conversion of heat into mechanical energy, which is subsequently used for production of electricity. In the contribution is presented Stirling engine, which is driven by thermal energy from a concentrating solar collector and from biomass boiler.

Keywords: Stirling engine, internal combustion engine, biomass, boiler, concentrating solar collector

#### 1. Introduction

Nowadays, the word energy is still quite frequent and inflected. The constant growth of prices of primary raw materials such as oil, natural gas and coal forces us to think about consumption and efficiency. Is the consumption of primary sources with respect to work performed proportional? Is the Energy used efficiently? Electricity, universal form of energy has become irreplaceable in our daily lives. In contrast, the thermal energy will be an important until the cold winter. Electricity and heat is influenced not only by thermal efficiency, but with a number of other factors, from which is the total efficiency directly related. One of the ways, how to produce heat and electricity, is the using of non-conventional devices with the application of renewable energy sources.

Using of renewable energy is supported worldwide and it also deals with environmental aspects of energetics. The main effort is to research the conditions of optimal performance and production technology for applications in renewable energy, to ensure the transfer of acquired knowledge into practice and thereby contribute to increase of region economic growth as well as all Slovakia. Research of the new thermal cycles is oriented on optimizing of energy facilities generally, particularly with focusing on renewable energy sources (RES). The current types of thermal cycles for medium and low temperature gradients are technically and economically disadvantageous. Research priority is more efficient transformation of primary energy from renewable energy sources into electrical energy.

What is the reason of this work is low utilization of renewable energy sources and the absence of effective ways of transforming heat into electricity, thus efficient heat cycles in general. Currently there is no cost-effective energy system for converting heat of medium or low potential.

At this time we have an RES (not just for RES) good hardware, ie energy harvesting device, but is lacking good software, ie. good thermal cycle (= thermal transformation process) that converts the input energy on other form of energy without large and unnecessary losses. In the heat engine is for example the sequence of transformations following: thermal energy (explosion)  $\rightarrow$  pressure energy  $\rightarrow$  mechanical energy (rotational movement). In this work is hardware the prototype

power equipment and software will be new types of regenerative thermal cycles.

Quality thermal cycle significantly affects the final energy conversion efficiency, it is currently at ORC (Organic Rankin Cycle) for example. about 17%, which is about 35% compared to the efficiency in the conventional Rankine cycle and a 44% efficiency in a supercritical cycles on a large energy. It is too little.

The aim of the solution is the invention of thermal cycle with heat recovery particularly suitable for renewable energy sources (sun and biomass, ie medium and low temperature gradients), with a sufficiently high efficiency and with an eligible economy in several variants.

Increasing of present power installations efficiency for the production of electric energy is going towards enhancing the heat resistance of materials, that are in direct contact with the primary heat (flue gas) and resist of the high pressure of the supercritical steam (720°C and over 22 MPa).

People recently used primary sources apart from the efficiency of their use, however, technical progress and the depletion of resources forced people finding alternative and efficient options for their use. One such option is currently co-generation – the combined production of electricity and heat in one device, with a high overall efficiency [3].

#### 2. Micro-cogeneration units with conventional motors

One option for the efficient use of primary energy sources can be micro-generation – the combined production of electric power and heat (CHP) with output up to 50 kWe. For householders is interesting power to 2 kWe.

As the main source of micro-cogeneration units are currently used in most internal combustion engines for natural gas, on which is explained the principle of the device. To the engine is delivered fuel, where during combustion we obtain mechanical work on the output shaft and thermal energy is removed through a cooling system consisting of a heat exchanger. These heat exchangers are connected to the serial circuit in which is working medium (most often water) heated in several stages. Multiphase heat recovery increases the overall efficiency of the cogeneration units and reduces the total cost of the required on fuel.

Possible alternatives to internal combustion engines are unconventional engines. They work on the principle of external combustion, so fuel combustion does not take place in the working cylinder. This allows, in contrast to conventional internal combustion engines, control the course of the combustion process, the related quality, which is reflected in the composition of pollutants released into the atmosphere. Among the most famous hot air engine belongs Stirling engine and Ericsson engine. Ericsson engine is also the engine with external combustion, but the Stirling engine may have two possible options – open and closed [1].

The air is compressed in the compressor, it passes through the heat exchanger under constant pressure and take heat. Then the air expands adiabatically in the cylinder and makes a work. Some of this work is used to drive the compressor and the other part is converted to mechanical work with the help of the generator into electrical energy. On generating of heat energy may be used a wide range of fuel, because this is the external combustion engine. The fuel is combusted in a separate combustion chamber, optionally by a special device, and thermal energy is transformed with the aid of the heat exchanger to the working fluid. Working medium in an open cycle, usually dry air, at the end of the cycle is vented to the atmosphere. In closed system, the working medium after each cycle are cooled in the heat exchanger where the supplied heat energy is removed back into the cycle [2]. With using of the closed system is possible improve the efficiency of heating equipment. In Figure 1 we can see a diagram of unconventional micro-cogeneration units on base Ericsson-Brayton hot-air engine.



Fig. 1. Unconventional micro-cogeneration units on base Ericsson-Brayton engine

The proposed micro-cogeneration unit consists of two heat exchangers, one serves as a condenser and the other as the heater. Both of them have different requirements for operation. One of such requirements is to ensure optimum heat transfer from the working medium. The heat transfer is characterized by a coefficient of heat transfer and it subsequent ly characterizes the disposition of heat exchanger. The coefficient depends on the medium, on the heat capacity, from the structural arrangement and in some cases is significantly affected by used material of exchanger.

Additional requirements for the heat exchanger are the size, pressure loss and maintenance possibilities.

The next representative of the hot-air engine is a Stirling engine that converts heat into mechanical work. Mechanical energy can be used to drive a power generator. The engine, as well as Ericsson engine obtains the energy from an external source, the work cylinder is not burning any fuel. This allows using of any fuel and controlling of the combustion process, or it is also possible to use another source of heat, such as waste heat, solar energy and others. It can also be marked as combustion piston engine with external combustion. Heat is supplied from an external source instead of fuel combustion inside the cylinder, it causes reduction of emissions compared with the emissions produced, for example in the internal combustion engine and there is no explosion. Stirling engine works on the principle of gas expansion. When the gas is heated, it expands, when cools, its volume decreases and it is giving the pistons in motion.

From the design point of view can be divided any structure Stirling engine into one of three modifications of  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  (Fig. 2). They differ in design heater, cooler, regenerator and placing the pistons in the cylinders. A special alternative is a Stirling engine with a free piston which operates without crank mechanism.

Operation of the system may be described in the scheme in Figure 3. Micro-cogeneration unit uses



Fig. 2. Types of  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  Stirling engine [4]



Fig. 3. Working principle Stirling engine

a four-cylinder double acting Stirling engine type  $\gamma$ , which runs on natural gas. The movement of the pistons is ensured by expansion and compression of the nitrogen (working gas), which is closed under pressure in cylinders. The working gas expands when heated fuel burnt in a combustion chamber located above the rolls. Compression occurs when cooled with the assistance of the inlet of the heating water that flows through the water jacket inside the base part of the engine. Moving the piston up and down mechanically converts the rotational movement, which is the single-phase four-pole generator, into electric energy 230 V and 50 Hz.

#### 3. Experimental device

As mentioned above, for drive of the Stirling engine energy from the sun or from biomass can be used, and in this project is engine driven just by these renewable energy sources. In terms of heat gains is possible to connect to the Stirling engine solar collector, the effectiveness of engine depends on the difference of working fluid temperature in the compression and expansion part. For biomass burning has been designed and constructed a furnace prototype that enables to burn pieces of wood or wood pellets. Concentric solar collector is also developed by researchers from the University of Žilina.

The compressor is connected into a closed circuit, what allows using of other working medium than dry air at higher pressure. The problem is the necessity to observe the temperature of the working fluid at the inlet to the compressor at a value prescribed by the manufacturer. Because of this, was to the system added a regenerator and a cooling exchanger.



Fig. 4. Scheme of experimental device

Regenerator for hot-air engine is used for the recovery of thermal energy from the medium behind the engine to the medium, which flows out of the compressor. The cooling heat exchanger, serves for cooling of the operating medium before entering to the compressor on required temperature. The source of heat is concentric solar collector and prototype furnaces for biomass burning. Transport of energy from the combustion of biomass in to the working medium of the engine provides a hot-air heat exchanger which is part of the furnace. This device is connected to the boiler, which uses the residual heat from the flue gas.

The project output will be a set of knowledge about the optimal function of new advanced thermal cycles in the prototype power equipment. From the research issues will be proposed technical solutions, which will be used mainly at renewable energy sources, for increasing the efficiency of the conversion of heat into electricity, shortening the payback period and improve their functions. Starting of all device is expected in the coming months.

The compressor is connected into a closed circuit, what allows using of other working medium than dry air at higher pressure. The problem is the necessity to observe the temperature of the working fluid at the inlet to the compressor at a value prescribed by the manufacturer. Because of this, was to the system added a regenerator and a cooling exchanger. Regenerator for hot-air engine is used for the recovery of thermal energy from the medium behind the engine to the medium, which flows out of the compressor. The cooling heat exchanger, serves for cooling of the operating medium before entering to the compressor on required temperature. The source of heat is concentric solar collector and prototype furnaces for biomass burning. Transport of energy from the combustion of biomass in to the working medium of the engine provides a hot-air heat exchanger which is part of the furnace. This device is connected to the boiler, which uses the residual heat from the flue gas.

The project output will be a set of knowledge about the optimal function of new advanced thermal cycles in the prototype power equipment. From the research issues will be proposed technical solutions, which will be used mainly at renewable energy sources, for increasing the efficiency of the conversion of heat into electricity, shortening the payback period and improve their functions. Starting of all device is expected in the coming months.

#### 4. Conclusions

The issue of this project is consistent with the long-term aim of the Slovak Republic in the field of science and research of energetics. The necessity of development and optimization of advanced thermal cycles, particularly suitable for medium and low temperature used in renewable energy sources is very topical. Research in this area has to resolve the questions, how to decrease import of primary fuels (oil, gas) and with what equipment to produce electrical energy by using of RES. The strategic aim is by realization of the project is through transferring of the latest results to the practice from new ways of transformation of thermal energy into other forms of energy, particularly electricity and new technologies of production, respectively practical design solutions for applications of alternative energy sources.

#### References

- [1] Creyx M.: Energetic optimization of the performances of a hot air engine for micro-CHP systems working with a Joule or an Ericsson cycle, Elsevier, France, 2012.
- [2] Kalčík J., Sýkora K.: *Technická termodynamika*, Praha: Academia Praha, 1973, pp. 301-318.
- [3] Patsch M., Čierny J., Jandačka J., Malcho M.: Mikrokogenerácia založená na technológii palivového článku, Slovgas: odborný plynárenský časopis, 23, 2 (2014), pp. 18-22.
- [4] Amazing Men and their Magical Machines: The Stirling Cycle Engine (http://magicalmachines.weebly. com/the-stirling-cycle-engine.html).

#### Acknowledgement

The authors would like to thank the Agency for EU Structural Funds for the financial support of the project "Research on new ways of converting heat from renewable energy sources into electrical energy by using new advanced cycles" (Výskum nových spôsobov premeny tepla z OZE na elektrickú energiu využitím nových progresívnych cyklov) ITMS 26220220117.

MARIA NOWAK (Font size 10 pt Times New Roman) Kielce University of Technology e-mail: mmmm@tu.kielce.pl

#### HOW TO PREPARE THE MANUSCRIPT (Font size 14 pt Times New Roman)

#### Abstract

The abstract should not exceed 10 lines. It should provide information about the objectives of the work, methods used and test results obtained in the course of the experiments/analyses. (Font size 10 pt Times New Roman Italic)

Keywords: phrases, words (Font size 10 pt Times New Roman)

#### **1. Introduction**

The introduction should present the background of the work (font size 11 pt Times New Roman).

#### 2. Main text

#### 2.1. General information

The paper volume should not exceed 8 pages of A4 size with font size of 11 pt (Times New Roman). The number in square brackets [1] should be used for quotations. The paper should be sent by email to sae@tu.kielce.pl. The papers in the journal are reviewed.

#### 2.2. Figures

Figures (in black and white or colour) should be of good quality and numbered with the sequence of their appearance in the text. They should be centered and have a caption of 10 pt size. High resolution files \*.JPG, \*.WMF, \*.CDR, \*.TIFF, \*.EPS, \*.BMP files should be used and inserted into the text as well as sent as separate files. 10 pt spacing should be left between the figure and the text.

#### 2.3. Tables

Tables should be centered. Titles should be placed above the tables and written with font size of 10 pt (Times New Roman). The same applies to the text in the table (see example below).

Table 1. Title of the table.

No	table	table	table
1	table	table	table
2	table	table	table
3	table	table	table

#### 2.4. Equations

Equations and formulas should be centered and numbered in brackets. 11 pt spacing should be left between the equation and the text above and below it.

#### 3. Conclusions

#### References (arranged in the citing order):

- [1] Nowak M.: Modelowanie konstrukcyjne (Structural modelling). Postępy Technologiczne 10 (2000), pp. 30-34.
- [2] Zarylski R.: Pomiary dynamiczne (Dynamic measurements). WNT, Warszawa 1971.
- (Font size 10 pt Times New Roman)

Maria Nowak

#### Tytuł w języku polskim

#### 1. Wprowadzenie

#### 2. Tekst artykułu

Tekst w języku polskim ma odpowiadać swoim układem wersji angielskiej, może być skrócony. Nie powinien zawierać tabel, rysunków, wzorów, a jedynie odniesienie do tych, które znajdują się w wersji angielskiej. Objętość artykułu nie powinna przekraczać 8 stron czcionką 11 (Times New Roman). Bibliografię należy umieszczać w nawiasie kwadratowym [1] i numerować w kolejności alfabetycznej. Artykuły należy przesłać na adres sae@tu.kielce.pl. Artykuły są recenzowane.

#### 3. Wnioski

#### THE REVIEW PROCESS

The following requirements need to be met by the paper:

- the title should reflect the content of the paper
- the content should be within the thematic scope of the journal
- the paper should be properly and clearly divided into paragraphs
- original elements need to be part of the paper
- the research method should be properly selected
- adequate references need to be cited
- interpretation and conclusions should match the presented test results
- the paper should not contain parts indicating commercial use

#### The reviewers:

A. Bartosik, R. Chatys, R. Dachowski, O. Moroz, L. Lichołai,

Z. Rymarczyk, V. Sidorov, Z. Tartachynska, A. Zwierzchowska

