

ZESZYTY NAUKOWE
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

SCIENTIFIC LETTERS
OF RZESZOW UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

NR 298

(e-ISSN 2300-5211)

MECHANIKA

Kwartalnik

tom XXXV

zeszyt 1/2018

styczeń-marzec



WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

Wydano za zgodą Rektora

Redaktor naczelny
Wydawnictw Politechniki Rzeszowskiej
prof. dr hab. Grzegorz OSTASZ

Rada Naukowa ZN PRz Mechanika

Sergei ALEXANDROV (Rosja), Helmut BOEM (Austria), Józef GAWLIK (Polska),
Rudolf KAWALLA (Niemcy), Yaroslav KOVAČIK (Słowacja), Krzysztof KUBIAK (Polska),
Volodymyr KUSHCH (Ukraina), Hirpa G. LEMU (Norwegia), Thomas G. MATHIA (Francja),
Tadeusz MARKOWSKI (Polska), Pavlo MARUSCHAK (Ukraina), Paweł PAWLUS (Polska),
Andrea PICCOLROAZ (Włochy), Igor SEVOSTIANOV (USA)
Jarosław SĘP (Polska), László SIKOLYA (Węgry), Emil SPISÁK (Słowacja)
Feliks STACHOWICZ (Polska), Marian SZCZEREK (Polska),
Nicolae UNGUREANU (Rumunia), Elena VILCHEVSKAYA (Rosja)

Komitet Redakcyjny (afiliacje: Polska)

redaktor naczelny
prof. dr hab. inż. Feliks STACHOWICZ
redaktorzy tematyczni (naukowi)
dr hab. inż. Andrzej BURGHARDT, prof. PRz
dr hab. inż. Tomasz ROGALSKI, prof. PRz
prof. dr hab. inż. Jarosław SĘP
redaktor statystyczny
prof. dr hab. inż. Paweł PAWLUS
sekretarz redakcji
dr hab. inż. Tomasz TRZEPIECIŃSKI, prof. PRz
członkowie
dr hab. inż. Tadeusz BALAWENDER, prof. PRz
dr hab. inż. Piotr STRZELCZYK, prof. PRz

Redakcja językowa
Marzena TARAŁA, Natalia TRZEPIECIŃSKA

Przygotowanie matryc
Mariusz TENDERA

p-ISSN 0209-2689
e-ISSN 2300-5211

Wersja drukowana Kwartalnika jest wersją pierwotną.

Redakcja czasopisma: Politechnika Rzeszowska, Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa
al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów (e-mail: tomtrz@prz.edu.pl)
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika>

Wydawca: Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej
al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów (e-mail:oficyna@prz.edu.pl)
<http://oficyna.prz.edu.pl>

Informacje dodatkowe i stopka – str. 117

SPIS TREŚCI

Grzegorz DRUPKA, Andrzej MAJKA, Tomasz ROGALSKI, Leszek TRELA: An airspace model applicable for automatic flight route planning inside free route airspace	5
Paweł GIL, Maria TYCHANICZ: Investigation of thermophysical properties of heat-insulating barrier manufactured by incremental rapid prototyping method	19
Wiesław GRABOŃ: Wielomodalne podejście do opisu struktury geometrycznej powierzchni	29
Irena NOWOTYŃSKA, Łukasz BĄK, Tomasz TRZEPIECIŃSKI, Sergei BOSIAKOW: Wpływ odkształcenia blachy stalowej na zmianę struktury geometrycznej powierzchni w warunkach kontaktu powierzchni sferycznej z powierzchnią płaską	47
Jan SLOTA, Marek ŠISER: Influence of friction condition on failure location of AA5754 aluminium sheet in Nakajima test	57
Robert SMUSZ, Joanna WILK, Paweł GIL, Maria TYCHANICZ-KWIECIEN, Paweł BAŁON: Badania termofizyczne materiałów zmiennofazowych w aspekcie ich zastosowań w układach do odzysku ciepła odpadowego	67
Tomasz TRZEPIECIŃSKI, Romuald FEJKIEL, Andrzej KUBIT: Experimental evaluation of value of friction coefficient in the drawbead region	77
Tomasz TRZEPIECIŃSKI, Bogdan KRASOWSKI, Andrzej KUBIT, Dawid WYDRZYŃSKI: Possibilities of application of incremental sheet-forming technique in aircraft industry	87
Krzysztof WACŁAWIAK, Jerzy OKRAJNI: Modelowanie wpływu parametrów eksploatacyjnych na stan naprężenia rur grubościennych w kotłach o parametrach nadkrytycznych	101

Grzegorz DRUPKA¹
Andrzej MAJKA²
Tomasz ROGALSKI³
Leszek TRELA⁴

AN AIRSPACE MODEL APLICABLE FOR AUTOMATIC FLIGHT ROUTE PLANNING INSIDE FREE ROUTE AIRSPACE

The article is strongly related to the Single European Sky ATM Research (SESAR) project. The project's objective is the improvement of air transport above Europe 0. Since Air Traffic Management (ATM) is involved to obtain more effective approach to air traffic flow managing activities, the concept of Flexible Use Airspace (FUA) has arisen in result. ATM is a quite developed aviation's subdomain, therefore currently existing airspace state has been described briefly in the article, referring to the presented solution concept. The notion of Free Route Airspace (FRA) airspace model defined in this article relies on mathematical description. The selected approach clarifies airspace as a set of squares or cubes that have volumes with appointed values due to certain conditions in the considered time (i.e. traffic flow or weather). The model has to ensure facilitation of flight route planning and warrant aircrafts separation towards flight safety assurance. The concept assumes that this airspace model will provide assistance for airspace user to select essential flight plan criteria, such as economy, time, etc. The path will be appointed according to personal preferences, based on the model from which further elaborated algorithm will evaluate situation.

The presented solution is a response to air traffic growth. Therefore it supports the SESAR project through research and development activities. The description proves that airspace model would create enhancement in flight planning for airspace users.

Keywords: transport, navigation, air transport, flight planning, flight safety

1. Introduction

The major goal of ATM is to provide high-performance of air traffic flows. The growing number of flight operations causes increasing density of air traffic flow that emerged in recent years. With increasing air transport commonness, the

¹ Grzegorz Drupka, Rzeszow University of Technology, e-mail: g.drupka@prz.edu.pl

² Andrzej Majka, Rzeszow University of Technology, e-mail: andrzej.majka@prz.edu.pl

³ Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Rogalski, Department of Avionics and Control Systems, Rzeszow University of Technology, tel.: 607973672, e-mail: orakl@prz.edu.pl

⁴ Leszek Trela, Rzeszow University of Technology, e-mail: ltrela@prz.edu.pl

airspace demands reconfiguration. ATM focuses on both modernization of existing and development of new, more efficient approaches and instruments governing the air traffic. The European Organization for the Safety of Air Navigation (EUROCONTROL with headquarters in Brussels) is the unit involved in coordination of the framework of the Single European Sky ATM Research [1]. It synchronizes activities between ATM stakeholders, such as Air Navigation Service Providers (ANSP), research centers and airlines in the program the common goal of which is to achieve, due to air operations requirements, modern airspace structure. Some measures are carried out to provide high-performance of traffic – for instance by reducing route distances, fuel consumption etc. [2]. Therefore, the idea of Free Route Airspace (FRA) has suggested that the flight planning process is still an essential element in the air transport chain. SESAR stakeholders are quite involved in works to reach maximum airspace capacity, together with possibilities to make as well the flight paths as short as possible. Actually flight plan preparation process is a complicated and not transparent procedure to airspace users. Manual process, in fact, still remains supported by many technical means. For the convenience of airspace users and better usage of the possibilities FRA implies it is necessary to automate this procedure [3-5]. The article provides general FRA overview in comparison to the classical, network based airways structure. However, it focuses on an airspace model applicable to the automatic route selection process in order to facilitate the entire flight planning process.

2. The current structure of airspace

Significant aviation growth has affected the search and implementation of different solutions for improvement due to the demands of ATM purposes. Established in year 1960, EUROCONTROL's mission is unification of air procedures within European sky. The organization is involved in numerous projects, the goal of which is to fulfill ATM mission by the Flexible Use of Airspace (FUA). That situation is seen as integration of Air Traffic Control (ATC) systems, causing to elaborate European Air Traffic Control Harmonization and Integration Program (EATCHIP). The priority is to ensure flight efficiency and economy together with safety enhancement by enhanced flight planning.

Currently the entire European airspace is divided into Flight Information Regions (FIR) which comprise Area Control Centres (ACCs). ACC have different shape (Fig. 1a) and are monitored by Air Traffic Control Officers (ATCOs). Terminal Maneuvering Area (TMA) and Controlled Traffic Region (CTR) are elements of aerodrome management that support traffic protection to and from airport. Polish airspace is formed by one FIR and nine ACCs.

Since the airspace refers to three dimensional space with regard to time, commonly exists flight level (FL) presented in the picture above (Fig. 1b). Regular cruise phase takes place between FL095 and FL460. Between FL195 and FL460 flights are performed with respect to Air Traffic Service (ATS) route network or

FRA rules, depending on the specified airspace. To maintain flight planning activities more efficient the airspace consists of virtually constructed elements defined as sectors. Sectors jointed together into cluster have own specified volume. There is possible to not allow traffic during specified time interval in sectors or by certain airways (AWY). Sectors even support monitoring flights from past, creating facilitations to observe airspace efficiency.

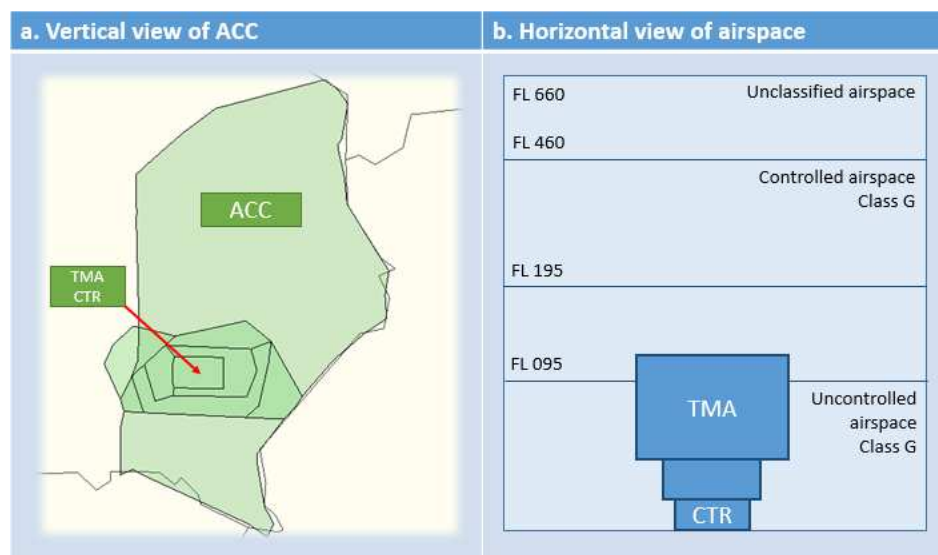


Fig. 1. Structure of the airspace in the vertical (a) and horizontal (b) view

Nowadays the entire structure has a static character but some works incline towards structure with dynamically modified number, shapes and location of some of its components [6]. The preparation process of a flight plan demands operator/airspace user to provide EUROCONTROL with many required operational data. Within wording data, there is information about the place of arrival and departure, routes, waypoints the flight will be executed through and time. It is obligatory for airspace user to familiarize with airspace availability well before the declared time of operation. The user is obligated to be familiarized with Aeronautical Information Service (AIS), Aeronautical Information Publication (AIP) and Notice to Airman (NOTAM). Unfortunately, nowadays it is impossible to obtain information whether other airspace users have already prepared some flight plan in the same airspace location and the same time. Moreover if an airspace user could obtain access to information about flights potentially interfering with its flight plan immediately after a query, then it would be possible to make corrections towards avoiding potential conflicts and personal preferences.

The EUROCONTROL role now is limited to acceptance or rejection of the submitted flight plan. One of the biggest weaknesses of the current system is that

airspace users do not get any detail feedback pointing reasons the flight plan is rejected. They are forced to next iterations until is successful. The concept of entire process modification [3, 7] significantly reduces the role of the airspace user. Moving more responsibility toward automatic systems operated by EUROCONTROL. EUROCONTROL's member states have declared to replace the ATS route network with FRA. However this process takes place gradually. Picture (Fig. 2) presents the difference between FRA (BUDAPEST FIR) and classical airspace where ATS route network (BRATISLAVA FIR) still finds an application. In both cases the waypoints (WTP) linked with each other create flight paths structure, but FRA provides the possibility to use connections between WTPs specified by user, with no reference to ATS routes. The FRA enables to use Entry (E) and Exit (X) WTP in order to obtain the shortest possible connection inside FIR. The Route Availability Document (RAD) chart shows the possibility to use en-route directs (DCTs) and is updated with Aeronautical Information and Control (AIRAC) cycle every 28 days.

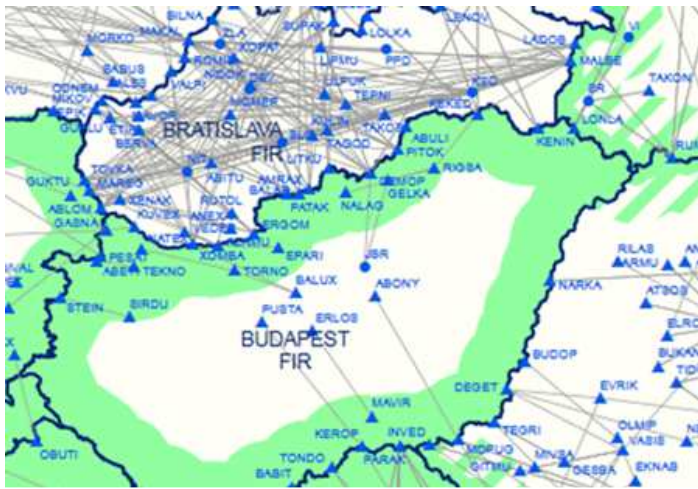


Fig. 2. Fragment of RAD 1707 chart that presents available DCT's, Eurocontrol.int, June 22nd 2017

EUROCONTROL develops solutions that aim toward the most possible smooth and safe management of air traffic. The organization is involved in the Single European Sky ATM Research (SESAR) programme. Since SESAR master plan is focused on introduction of FUA, the FRA has become the crucial solution in flight planning. The concept assumes performing flights from entry to exit points by the shortest path. In the most general form, from departure to arrival place with no reference to the ATS Route Network but freely via defined E and X points. Intermediate points are used only if it is absolutely demanded by some factors. FRA has actually not been announced by all member states. According to

data, performing flights using the ATS route network is less effective if massive traffic is considered, although modern navigation systems enable reduction of separation distances between airplanes. Traffic forecasts include a few fields such as routes efficiency, sectors capacity, and vertical and horizontal separation possibilities supporting ATS solving conflicts in real time but is still overloaded with work.

3. Notion of Automatic Flight Route Planning

To fully utilize opportunities FRA provides, ATM should be provided with new facilities supporting Automatic Flight Route Planning procedures [3, 7]. The greatest advantages can be acquired if airspace user would declare departure and arrival points in the preferred operation time restrictions only. The system searches and proposes suggestion(s) of route(s) according to flight character, time, user preferred criteria, i.e. economy etc. User activity is to be reduced to selecting and confirming the flight plan only. The flight route is calculated on the basics of input data available to the system. The statement „merged sources data” means:

- airspace availability – according to volume, excluded sectors, etc.,
- traffic volume,
- weather conditions and current flight relative forecasts,
- established optimization criteria,
- aircraft type and exploiting characteristics,
- other information important to take into account.

In the most general case data (target solution for the future) the airspace user has to define departure and arrival points and departure time only.

A flight route planning algorithm applicable to FRA, running within systems and automatically planning flights requires application of an appropriate mathematical airspace model. The presented methods comes from the graph theory [3, 7] however requires the airspace model enabling efficient transition from the homogenous, continuous form of the proceeded airspace to the discrete one. The point is: there are not any marked characteristic points in the proceeded airspace. All waypoints, straight or curve legs are the result of calculation. The algorithm works in humongous space producing the flight route as a result. It takes into account certain assumptions considering Airspace Model complexity:

- Assumption 1: The model enables to map the selected humongous space by the graph.
- Assumption 2: The model can turn humongous space into discrete one with virtual route waypoints located at network vertexes and route legs located at graph legs.
- Assumption 3: It is accepted that some specific areas are lost and excluded from calculation because of model fidelity level.

According to assumptions 1-3 that constitute the graph-network approach, the entire airspace is mapped by the graph (Fig. 3). Since the selected piece of airspace is mapped by the graph with vertex located at centers of unity cells the graph-network theory is applied to find the critical path [8] with the usage of typical algorithms (i.e. Dijkstra's algorithm). The obtained critical graph's path is recognized as a desired optimal flight route. A criterion applicable for optimization process, defining value of each path is formulated in terms of parameters assigned to graphs edges [6, 9].

$$G = \langle V, E, W \rangle \quad (1)$$

where: G – the critical path,

V – set of graph's nodes; $V = \{v_1, v_2, \dots, v_n\}$, v – node of the graph,

E – set of graph's edges; $E = \{e_1, e_2, \dots, e_n\}$, e – edge of the graph.

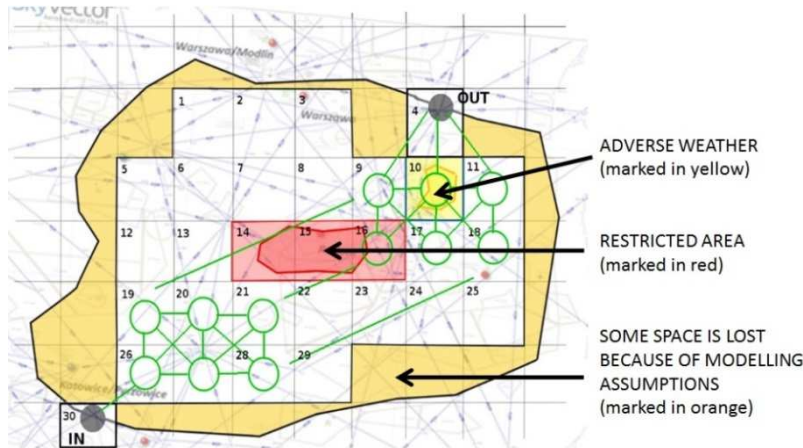


Fig. 3. An example of airspace covered by the virtual FRA and mapped by the graph

The airspace model considered later in this paper is composed of clusters of unity cells. All of them are located totally inside the airspace. Graph nodes are located at their centers, excluding nodes representing airspace entry and exit points. A path calculation process is to be executed by the defined [3, 7] algorithm. The algorithm takes into account the accepted optimization method which is going to be a subject of further investigations that comprises a part of another project. If there are no obstacles on the flight path, then in the most general case settled take-off (IN) and landing (OUT) spots would be linked together in a way regarding selected optimization criteria. If there are any obstacles on the shortest selected trajectory then the system should search an alternative route between selected points.

The concept assumes the model of space is composed of cubes. That shape enables to define spatial orientation that is simplified and reasonable for the research attempts, certainly at the initial research level. Different shapes are not excluded from further studies, while seeking the satisfactory final result. The article presents 2D space example only, however it is crucial to find out appropriate contour character and the applicable size in 3D. However let us reduce investigations to 2D for the initial research phase. In such case a set of squares models the airspace. Squares fill the FRA space tightly and as completely as it is physically possible. Every square represents the space by spatial orientation through geographical coordinates combined with height above the geoid. Its bottom is parallel to the Earth's surface (assumption: dimensions of the squares allow for such simplification), beside position and orientation, square has assigned fundamental, in the presenting sense, set of parameters. The picture (Fig. 4) presents a target 3D concept, where green cubes indicate available space, whereas blue ones are excluded from use by different reasons (i.e. overflow, traffic density, weather conditions etc.). If air traffic density is considered as one of the parameters the model can support the algorithm solving potential conflicts already at flight planning phase. For example, since at the same time two planes have planned route via the same cube, the algorithm separates trajectories by assigning alternative flight parameters to one of them. Separation shall be executed at different surfaces such as flight levels, geographical coordinates or time. To visualize airspace availability, blue cubes show airspace volume excluded from flight planning in certain time. It causes that the algorithm, when searching available cells may assign a path only due to adopted criteria (the cells availability in this case). If user preferred criteria for seeking alternative flight plan are established, then eventual conflict would be discharged though delay in take-off time or on cruise phase.

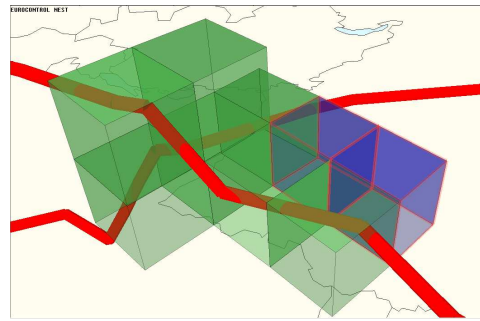


Fig. 4. The basic example of FRA in 3D concept (EUROCONTROL's NEST software)

Calculation is based on specific set of parameters assigned to cubes, with graph vertexes located in centers. At this stage only limited set of parameters is considered:

- airspace availability,
- airspace load,

- approximately cruise time via cell,
- weather conditions,
- admissible differences between entry and exit time,
- other significant records – data to be defined during further research.

It is going to be expanded with new ones during next steps of research.

If the presumed airspace is modeled by the cluster of unity cubes, then A vector composed of X vectors that represent the entire considered FRA (Fig. 5). Then unity cubes are defined by its components – vectors X_i see eq. (2), (3). To any vector X_i vertex v_i is assigned in its center.

$$A = \begin{bmatrix} X_1 \\ \dots \\ X_n \end{bmatrix} \quad (2)$$

where: A – Vector representing the entire FRA,
 n – global number of cells.

When every single X-cell could be described like below:

$$X = [a_1, a_2, a_3, \dots, a_m], \quad (3)$$

where: a_m – record containing data values representing specific airspace parameters, i.e. volume, weather, etc.,
 m – number of considered parameters.



Fig. 5. The example of the basis space, in 2D: a) referring to real airspace, b) virtual space

In the case of simplest 2D squares, having the same size, assembling together determines entire analyzed space. Every cell has specification with reference to individual conditions and contains specific data saved into X, while X is the record of parameters. Vector X describes crucial information, in the way that the table below presents.

Table 1. Interpretation of vectors

$X = [a_1, a_2, a_3, \dots, a_n]$	Description of vector's interpretation
a_1	Individual ID number, i.e. in cell: $X_1 = [a_1 = 1, \dots]; X_2 = [a_1 = 2, \dots]$ (Fig. 4) That number corresponds to vertex number v_i from graph G, i.e. for vector X_1 , record containing data $a_1 = v_1$
a_2	Record of contiguous cells numbers, i.e. once established, describing method shall be used to every bloc i.e. clockwise. $a_2 = [\text{cell's above ID, right up cell's ID, right cell's ID} \dots]$ 0 (zero) – indicate no cell at this vicinity
a_3	Distance to contiguous cells in order of IDs defined at a_2 parameter. Depends directly on cell's size and shape. If cells are recognized as identical rectangles with edge length a then distances are respectively a and $a*\sqrt{2}$, depending on location of the surrounding cells.
a_4	Cell center's geographical coordinates. $a_4 = (\text{latitude, longitude, height above geoid for 3D models})$
a_5	Vector containing cell airspace's availability in selected time intervals, i.e. n-elementary vector, where every n-element contains information about availability (1) or unavailability (0) within every defined time step, i.e. 20 minutes. For safety reasons because of delays some ad- vance to schedule IN time, time slots also should be considered. $a_5 = [1 - \text{the second time slot before, } 1 - \text{last time gap before, } 1 - \text{sche-}$ $\text{duled enter into airspace, } 0 - \text{the first time gap afterwards, } 1 - \text{the}$ $\text{second time gap afterwards, } 1 - \text{the third time gap afterwards,} \dots,$ $1 - \text{n-time gap afterwards}]$
a_6	Wind direction and velocity, i.e. $A_6 = (\text{direction, velocity})$
a_7	Predictable traffic density in time interval, like a_4 $(T = \frac{F_c}{v})$ T – cell availability in airspace model, F_c – flight count within 20 minutes interval, C – cell's capability. * available means that initial flights count to block volume ratio is less than 1 ($A < 1$).
a_8	Different information crucial for FRA model to be defined in further work if necessary.

In consequence, therefore, every single X_i in global dataset holds essential information for flight planning. It is important, for further research, to find the method to reach most efficiency and accuracy. Accuracy is important to obtain adequate separation minimum to avoid conflicts. Dividing global space into the smallest possible cells due to space's accuracy would be profitable but has disadvantages. Great cells number demands longer evaluation time according to space complexity. First accuracy issue appears when a boundary divides the space into

two sub-spaces: available and inaccessible, sharing single cell at two different areas. Therefore the unit box has been used. It means that to ensure safety, if any square does not fulfil assumptions then flight plan shall be not performed via it. Only cells that lay entirely inside accessible area will be taken under consideration. That applied model would exclude particular areas, but it guarantees flight safety. The second accuracy issue appears while a flight does not cross the cell's center, i.e. FRA entry or FRA exit.

According to assumptions included in chapter 3.1 the airspace model created that way shall be examined. Examination is based on using certain flight samples. Different additional principles, such as extra traffic, have been skipped. The algorithm optimization criteria are to find the shortest possible route due to adopted and described idea. No FL changes have been adopted for current example, therefore the route visible in the picture is performed at the same altitude all the time.

As it has been shown in the picture (Fig. 6), flight is performed between cells 21st and 3rd. FRA entry and exit points are outside the marked area however they shall be taken into consideration. Adjacent cells, which are not located in FRA entirely do not refer to center of cell. According to taken assumptions, the shortest possible path is obtained by seeking and evaluating different information contained in every cell. Trajectories will be smoother if the cell is related to proper size. The future research can consider cases with flight paths composed of curves not crossing centers of the cells as well.

The entire FRA considered in the overview is closed inside blue boundaries and has been described by vector A . Vector A defines state of airspace: it contains 34 cells labelled by X . Every X has assigned individual number among 34-element set. Each data structure X_i includes components $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n$. Single record a contains certain information about airspace that has been described in chapter 3.1 (Tab. 1). Each record a is equivalent to air operation usability properly to determined criteria. Assuming that the flight path will be performed via the square-cells centers the mathematical notation of that example looks in the following way:

$$A = \begin{bmatrix} X_1 \\ \dots \\ X_{34} \end{bmatrix} \quad (4)$$

where: X – airspace cells that have been checked to select path.

X gathered into numerous different series creates possible routes on a linked way between entry and exit FRA points. Example of two single cells located on potential flight path has been presented in Tab. 2.

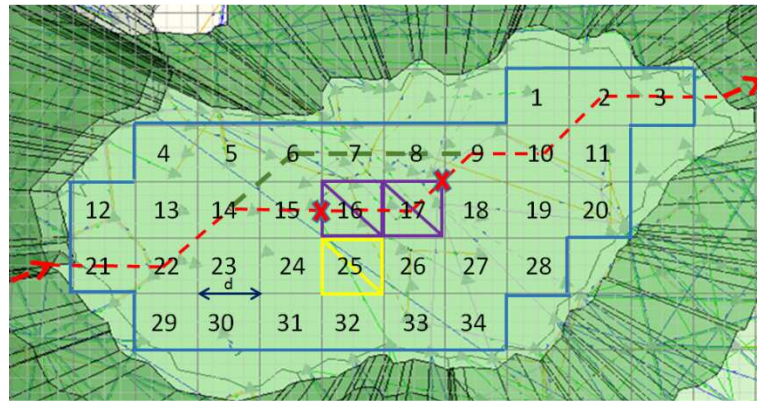


Fig. 6. The route planning in FRA example, 2D view

The assumption is that the shortest possible path (red trajectory in Fig. 6) via cells 16th and 17th (violet boundary) cannot be performed due to military operation with regard to time gap (Tab. 2 X_{16} , a_5). Then the system seeks different path that is as short as possible. The current system assumes that network-nodes are located exactly in the cells center. Every cell is connected to contiguous cells via distance equivalent to single cell's edge. The distance between two contiguous cells in diagonal configuration is equivalent to length of one single cell's edge

Table 2. An example of vector interpretation

	Description of vector's interpretation	
X	X_6	X_{16}
a_1	[6]	[16]
a_2	[0, 0, 7, 16, 15, 14, 5, 0]	[7, 8, 17, 26, 25, 24, 15, 6]
a_3	[0, 0, 0, d, $d\sqrt{2}$, d, $d\sqrt{2}$, d] d – length of the square's edge (Fig. 6)	[d, $d\sqrt{2}$, d, $d\sqrt{2}$, d, $d\sqrt{2}$, d, $d\sqrt{2}$] d – length of the square's edge (Fig. 6)
a_4	[18.583, 47.569]	[19.373, 47.247]
a_5	[1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1]	[1, 1, 0, 0, 0, 0, 0, 1, 1] note: 3 rd element indicates airspace availability in scheduled enter into airspace. For that reason, airspace user has possibility to consider flight plan one or more times before the interval
a_6	[180, 2]	[315, 5]
a_7	[4/40, 8/40, 12/40, 35/40, 39/40, 37/40, 19/40, 12/40, 11/40, 5/40]	[4/40, 8/40, 0/0, 0/0, 0/0, 39/40, 35/40, 29/40, 12/40, 5/40]* * when the adverse weather conditions appears, the cell has be described in way to avoid aircrafts occurrence that time, i.e. assigned 0 volume rate

multiplicities by $\sqrt{2}$. Alternative trajectory would be appointed via cell 23th - 26th and 18th cell, however adverse weather conditions (inside cell number 25th) makes that airspace inoperable. Bypassing the 25th cell, the path would be appointed via 32nd cell, however it takes long additionally forced distance. Seeking next cells to perform, the route via cells 6th, 7th and 8th, is considered and indicates perspectives to obtain an alternative that is as short as possible. Identically, every remaining possible cell has to be checked in the same way. Evaluating path that captures data from cells should be executed until information about possible alternatives are exhausted. Then comparison between variants will reveal a satisfactorily flight path. That picture presents flight route planning system in a created airspace model that is the subject of the article. Since airspace user can re-enter operational time, the alternative path before or after military action or adverse weather conditions would be assigned. Operational time in ATM is quite an important factor because time affects subsequent flights. Moreover, since cells 16th and 17th are closed, that state implies searching alternative routes. It is obvious if some part of the space is closed/excluded from operation air density of air traffic in surrounding areas rises.

The final objective of the airspace model and algorithm notion is to extract optimal flight plan due to airspace availability and user's demands. The system evaluates and displays alternatives for flight plan following the data inserted inside cells. Although flight plan will be displayed respectable due to optimization method, it has been assumed that the possibility to change individual criteria exists. The airspace user will receive confirmed flight plan necessary for certain operation data.

4. Conclusions

The airspace model notion presented in the article should make flight planning process more transparent to airspace users. Currently, users have to precisely overview situation and environmental conditions on a planned route before the flight. However, efforts undertaken towards flight planning do not guarantee that the desired path will be accepted. Airspace user, thanks to the commonly introduced automatic flight plan algorithm, that uses airspace model described in the article, shall obtain a few path alternatives after fulfilling departure and arrival places in the intend time. The complex system, that is set and interacts with different data, will automatically check environment and airspace availability. Then, from among a few different paths that users receive, there will be a possibility to select the most proper path to user's preferences. When a path is being accepted, the user will obtain confirmation [8].

The concept requires to construct a robust algorithm which will provide operational safety combined with efficiency. Full implementation of FRA is quite a difficult process. In consequence many countries still uses ATS network routes

mainly starting experiments with FRA in nighttime only. FRA demands to implement a reliable system which would handle with enormous traffic perfectly. The 2D airspace model described in this article shows how facilitations for airspace users can improve the flight planning process. The further developed algorithm will select data from airspace model's cells to lead a flight via certain graph vertices [5, 10]. Further researches need to be examined in a 3D space model. It is significant to examine the situation when a huge number of flight plans are set at the same time via the same cell.

References

- [1] Baumgartner M., Finger M.: The Single European Sky gridlock: A difficult 10 year reform process, *Utilities Policy*, 31 (2014) 289-301.
- [2] Das D., Sharma S., Parti R., Singh J.: Analyzing the effect of aviation infrastructure over aviation fuel consumption reduction, *J. Air Transport Manag.*, 57 (2016) 89-100.
- [3] Kopecki G., Pęczkowski M., Rogalski T.: Przykładowy algorytm automatycznego wyznaczania trasy przelotu w przestrzeni lotów swobodnych, *Autobusy*, 18 (2017) 1219-1224.
- [4] Schaefer D., Castelli L., Cook A.: Long-term and innovative research in ATM, *J. Air Transport Manag.*, 56 (2016) 2016.06.002.
- [5] Tomczyk G., Rogalski T., Bakunowicz J.: Koncepcja przygotowania i koordynacji planów lotów IFR w obszarze lotów swobodnych, *Autobusy*, 17 (2016) 707-713.
- [6] Sergeeva M., Delahaye D., Mancel C., Vidosavljevic A.: Dynamic airspace configuration by genetic algorithm, *J. Traffic Transp. Eng.*, 4 (2017) 300-314.
- [7] SESAR2020. Solutions for the Future Air Traffic Management System, Brussels 2017.
- [8] SESAR Joint Undertaking, European ATM Master Plan. Executive View, Luxembourg 2015.
- [9] Steen M.: *Graph Theory and Complex Networks: An Introduction*, ISBN 978-90-815406-1-2, Paperback, 2010.
- [10] Trudeau R.: *Introduction to Graph Theory*, Dover Publications Inc., New York 1996.

MODEL PRZESTRZENI POWIETRZNEJ UMOŻLIWIĄCY AUTOMATYCZNE PLANOWANIE LOTU WE FREE ROUTE AIRSPACE

Streszczenie

Artykuł przedstawia koncepcję zamodelowanej przestrzeni powietrznej w sposób umożliwiający automatyczne planowanie lotu w Przestrzeni Lotów Swobodnych (Free Route Airspace – FRA). Zaprezentowany model usprawnia czynności składania planu lotu przez użytkownika, jednocześnie gwarantując bezpieczną separację statków powietrznych. Tematyka artykułu jest związana z badaniami do projektu Jednolitej Europejskiej Przestrzeni Powietrznej (Single European ATM Research – SESAR), której podstawowe założenie stanowi poprawa efektywności i bezpieczeństwa operacji w transporcie lotniczym. Efektywniejsze Zarządzanie Ruchem Lotniczym (Air

Traffic Management – ATM) jest możliwe przez wprowadzenie koncepcji Elastycznego Zarządzania Przestrzenią Powietrzną (Flexible Use of Airspace – FUA). Elastyczne Zarządzanie Przestrzenią Powietrzną pozwala na monitorowanie dostępności przestrzeni w różnych odstępach czasowych, w sposób umożliwiający uwzględnienie planowanego natężenia ruchu wobec innych warunków, np. atmosferycznych.

Przedstawiony w artykule opis przestrzeni powietrznej opiera się na opisie matematycznym. Przyjęte zostało założenie, że cała przestrzeń powietrzna składa się z jednakowej wielkości kwadratów (lub sześciątów w przypadku przestrzeni 3D). Każdy kwadrat lub sześciąt ma przydzieloną pojemność wraz z wartościami określającymi dostępność w ustalonym czasie. Dostępność jest uwarunkowana przez wiele czynników, np. zagęszczenie ruchu lotniczego. Wykonane badania wskazują, że zamodelowana w ten sposób przestrzeń powietrzna stwarza potencjał do planowania lotu. W konsekwencji wprowadzenia przez użytkownika dwóch punktów lotu – początkowego i końcowego, przeszukana w następstwie przestrzeń pozwala na przeanalizowanie i zaproponowanie przez system trasy według przyjętego kryterium.

Słowa kluczowe: transport, nawigacja, transport lotniczy, planowanie lotu, bezpieczeństwo lotnicze

DOI: 10.7862/rm.2018.01

Otrzymano/received: 5.01.2018

Zaakceptowano/accepted: 8.03.2018

Paweł GIL¹
Maria TYCHANICZ²

INVESTIGATION OF THERMOPHYSICAL PROPERTIES OF HEAT-INSULATING BARRIER MANUFACTURED BY INCREMENTAL RAPID PROTOTYPING METHOD

This paper presents the results of experimental investigation of thermophysical properties of material manufactured with 3D printing technology with the use of fused deposition modelling (FDM) method. Cylindrically shaped samples with a diameter of 50.8 mm and with various fill density (from 10 to 100%) were prepared. The investigated material was PLA (polylactic acid, polylactide). The investigation was carried out in order to determine the density, thermal conductivity, thermal diffusivity and specific heat of tested material. The main aim of this paper was to determine the influence of fill density on thermal conductivity. The results can be useful in designing thermal insulation manufactured with rapid prototyping methods, operating in relative low temperature conditions ($< 100^{\circ}\text{C}$).

Keywords: rapid prototyping, FDM technology, thermal conductivity, 3D printing

1. Introduction

Thermal insulation currently plays a special role in many industries, including construction, heating and engineering. Available technological solutions that can reduce energy consumption and heat loss are still being improved. The improvements are made mainly at the material level by searching for materials with the lowest possible thermal conductivity and fast, economical and reliable methods of their manufacturing. One of the production concepts is the use of 3D printing technology, which now plays a significant role in the production of various types of products, mainly for objects with complex shapes. With rapid prototyping techniques it is possible to view a real part of a previously designed model. Among the variety of rapid prototyping methods, the fused deposition modeling method is the most commonly used because of its simplicity and

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Paweł Gil, Rzeszow University of Technology, 12 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 7432299, e-mail: gilpawel@prz.edu.pl

² Maria Tychanicz, Rzeszow University of Technology, e-mail: mtychanicz@prz.edu.pl

versatility [1]. This method was developed in the 1980s. This method has plenty of advantages including the availability of a wide range of thermoplastics, mainly from the group of polymers from which the final prototype is made. The choice of filament type is dictated mainly by the type and purpose of the design part. The most commonly used materials are acrylonitrile butadiene styrene (ABS) [2, 3], polylactide (PLA) [4] and sometimes polypropylene [5]. PLA is used more often in technical applications. This material belongs to the group of biodegradable aliphatic polyesters of organic origin. PLAs has a wide range of applications, ranging from medicine, due to bio-compatible properties [6, 7], to packaging, electronics, etc. PLA can be manufactured with the addition of various types of fillers. The thermal properties of polylactide show that it can also be used as a raw material for the production of various types of insulation barriers. The thermal conductivity of pure polylactide is about $0.193 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ [8], which classifies this material in a group of heat-insulating materials. A special feature of the FDM method is the ability to control the properties of the manufactured part, such as mechanical properties, density, internal structure, porosity [5]. In the most of experimental work concerning the FDM method, the authors focus on investigating the influence of technological parameters on the mechanical properties of products while their impact on thermal properties is largely neglected. The porosity of the materials used for thermal insulation plays a significant role due to its influence on the thermal conductivity of the material. The pores inside the material form air cells whose size and shape determine the value of the coefficient of thermal conductivity. At elevated temperatures, the heat transfer inside the porous material is complex and occurs through conduction, convection and radiation. In the context of general proceedings focused on heat loss reduction, it is important to determine the relationship between porosity and thermophysical properties of the obtained product. These relationships were previously analyzed and developed by experimental, analytical and numerical methods. Based on them it was shown that not only the pore volume contribute to thermal conductivity, but also pore shape, size, orientation, their degree of order and emissivity. In the paper [9], the authors presented the results of experimental investigation of the effect of porosity on thermal conductivity of cubes made of materials with various thermal conductivity. The investigation of thermal conductivity was performed on the cubic samples, in which a series of holes of different diameters were drilled randomly and orderly. Therefore, a porous structure with cylindrical and spherical pores were obtained. The results of the measurement carried out with varying temperature conditions show that both with the increase of the porosity and the temperature of the measurement, the thermal conductivity decreases nonlinearly with respect to the solid material. In addition, the degree of thermal conductivity reduction of the samples in which the pores were randomly oriented, is proportional to the volume fraction of the pores in the material. The results were also compared with the developed theoretical model of the dependence of thermal conductivity on porosity of the material. The production of materials using rapid

prototyping techniques, as an alternative to standard technologies, offers the opportunity to obtain the final product with predicted properties achieved by controlling the technological parameters. The use of polymeric materials in rapid prototyping methods to obtain products for thermal insulation requires that their working temperature is as low as possible because of the low melting point of most plastics. That is why the influence of temperature on thermal conductivity will not be particularly significant. In this paper the results of experimental studies of thermophysical properties of PLA samples made by the FDM method were presented. The samples were produced with a variable fill density coefficient ε in the range of 10-100%. In this way the porosity parameter was steered. The internal structure of material had an ordered grid shape. The thermal conductivity, thermal diffusivity and specific heat were measured. In addition, the density of material was determined. The measured parameters allowed to pre-determine the effect of the fill density coefficient on the thermophysical parameters of the finished product, which will allow for further verification of the suitability of the proposed concept in thermal insulation applications.

2. Experimental set-up

Measurement of thermal conductivity coefficient was conducted using a Unitherm 2022 instrument (Fig. 1). The model 2022 is a fully automated system and it is used for measuring the thermal conductivity of such materials like metals, ceramics, polymers, composites, glass, rubber and graphite products. The Model 2022 can be also used for testing thin specimens like paper products or plastic films. Thermal conductivity is measured according to ASTM E1530 standard aimed at evaluating the resistance to thermal transmission of materials by guarded heat flow meter method. The view of the experimental test stand is presented in Fig. 2. A specimen of the investigated material is held under a reproducible compressive load between two polished metal surfaces, each controlled at a different temperature. The lower contact surface is a part of a calibrated heat flux meter. As heat flows from the upper surface through the specimen to the lower surface, an axial temperature gradient is established in the stack. By measuring the temperature difference across the specimen (between the upper and the lower surface plates in contact with the specimen) along with the output from the heat flux transducer, thermal conductivity of the specimen can be determined when its thickness is known. A unitherm 2022 instrument is used to measure the thermal conductivity in the range of 0.1-40 W/(m·K) and in the temperature range of 20-300°C [10]. The specimen of the test material has a shape of a cylinder with a diameter of 50.8 mm and a height depending on the expected coefficient of thermal conductivity. If a value of coefficient of thermal conductivity is higher then the thickness of the sample must be greater, and if the material has good insulating properties then thickness of the sample must be lower, due to optimal thermal resistance.

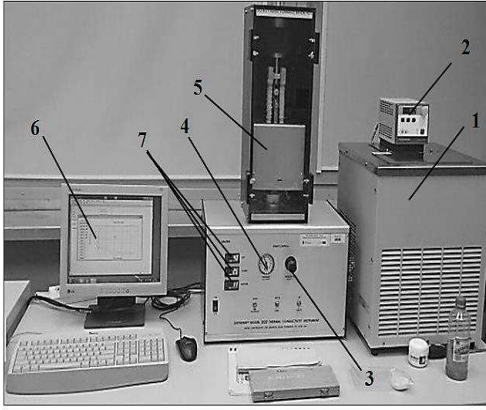


Fig. 1. The view of the experimental setup: 1 – ultra thermostat, 2 – controller, 3 – air pressure regulator, 4 – air pressure gauge, 5 – guard furnace, 6 – computer, 7 – heater PID controllers

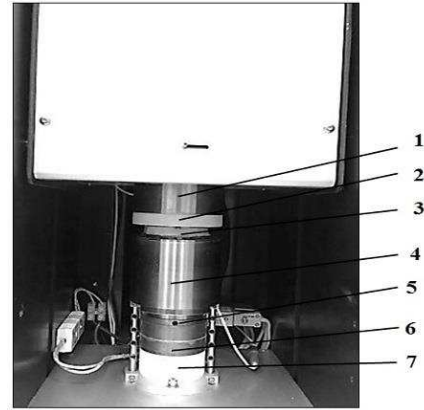


Fig. 2. The view of test stand: 1 – top heater, 2 – upper plate, 3 – test specimen, 4 – lower plate, 5 – reference calorimeter, 6 – bottom heater, 7 – heat sink

At thermal equilibrium, the Fourier heat flow equation applied to the test specimen is as follows:

$$R_s = \frac{T_u - T_m}{q} - R_{int} \quad (1)$$

where: R_s – thermal resistance of the test specimen, $m^2 \cdot K/W$,

T_u – upper plate surface temperature, K,

T_m – lower plate surface temperature, K,

q – heat flux through the test specimen, W/m^2 ,

R_{int} – total interface resistance between specimen and surface plates, $m^2 \cdot K/W$.

The thermal resistance of the test specimen is defined as:

$$R_s = \frac{t}{k} \quad (2)$$

where: t – specimen thickness, m,

k – thermal conductivity, $W/(m \cdot K)$.

The heat flux through the specimen is measured with a transducer located just below the specimen. The heat flux transducer consists of a reference calorimeter with high conductivity surface plates on either side. The heat flux is determined by measuring the temperature difference across the reference calorimeter:

$$q = N(T_m - T_L) \quad (3)$$

where: N – heat flux meter constant, $W/(m^2 \cdot K)$,

T_L – bottom heater temperature, K.

The specimen thermal resistance can be expressed in the form:

$$R_s = F \left(\frac{\Delta T_s}{\Delta T_r} \right) - R_{\text{int}} \quad (4)$$

where: F – proportionality constant,

$\Delta T_s = (T_u - T_m)$ – temperature drop across the specimen, K,

$\Delta T_r = (T_m - T_L)$ – temperature drop across the reference calorimeter, K.

In order to minimize contact resistance, thermal grease is used. If the thermal resistance has been determined, the thermal conductivity can be calculated using equation (2). The measurement uncertainty of this method is usually in the range between $\pm 3\%$ and $\pm 8\%$ and depends on the thermal resistance of the material being tested. For each sample, three measurements of the thermal conductivity were made. Each measurement was carried out after dismantling and re-mounting of the sample in the test section (Fig. 2). The holding pressure was about 25 psi (172 kPa). The laboratory room in which the measurements were made was air conditioned, maintaining a constant temperature and relative humidity of 20°C and RH50%, respectively.

The measurements of the thermal parameters were made using a KD2 Pro instrument with a two-needle probe SH-1, which enables measurement by hot wire method. The KD2 PRO instrument is a handheld, portable meter for measuring the thermal properties of soils, solids, powders and liquid. The kit consists of a meter and sensors that are inserted into the investigated material. Two-needle sensor measures the thermal conductivity in the range of 0.02-2 W/(m·K), thermal diffusivity in the range of 0.1-1 mm²/s and volumetric specific heat capacity in the range of 0.5-4 MJ/(m³·K). The measurement uncertainty of the described parameters is about $\pm 10\%$. The probe SH-1 enables measurement in the temperature range from -50 to 150°C.

A sample of solid PLA material ($\varepsilon = 100\%$) with a diameter of 36 mm and a height of 40 mm was printed. Two parallel holes were drilled into the sample to allow the two-needle probe to be installed. The thermal grease was also used. Temperature variation was made in the air thermostat.

PLA density measurements were made by measuring the mass and volume of the investigated sample. Mass measurements were made using a RADWAG WTC2000 electronic scale with a resolution of 0.01 g and a maximum measuring range of 2000 g. Volumetric measurements were made by measuring the diameter and height of the sample with the use of a micrometer. The samples are non-isotropic and the measured density should be regarded as an average values. Density measurement was carried out at ambient temperature.

3. Samples

Thermo-physical properties were determined for black PLA. PLA is a fully biodegradable polymer that belongs to the aliphatic polyester group. The samples were prepared with FDM rapid prototyping method. In this method the printed material is pushed through the nozzle, heated to its melting point. The nozzle controls the flow of material and is automatically moved according to the CAM program. Wanhao Duplicator i3 3D printer with MK10 single-head extruder was used for the production of samples. The working area of the device is 200×200×180 mm.

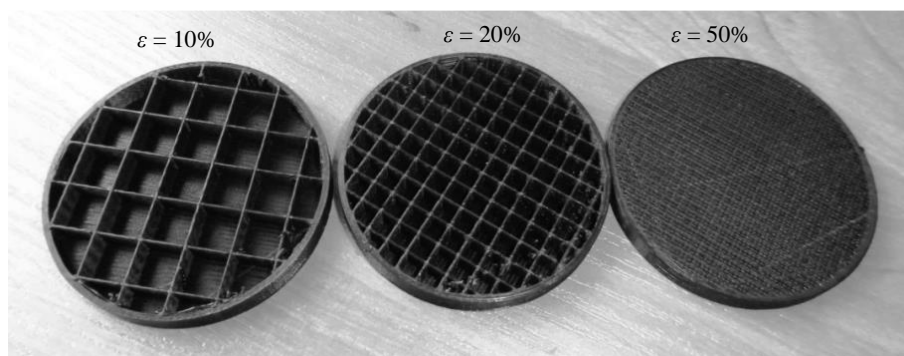


Fig. 3. Cross-sections of samples with various fill density; from left $\varepsilon = 10\%$, $\varepsilon = 20\%$, $\varepsilon = 50\%$

Ten samples with a variable fill density $\varepsilon = 10\text{-}100\%$ were printed. Cross sections of selected samples are shown in Fig. 3. Each sample has a diameter of 50.8 mm and height of 10 mm. The technological parameters of the printing were as follows: the temperature of the nozzle was 195°C and the temperature of the bed was 50°C. The filament diameter was 1.75 mm. A layer thickness was set at 0.2 mm, while wall thickness was 1.2 mm. A print speed was 15 mm/s. The time of printing a sample with a fill density of 10% was about one hour, while for a solid sample $\varepsilon = 100\%$ it was about five hours.

4. Results

By varying the fill density in the range of 10-100%, the average sample density was varied from 332.6 kg/m³ to 1231 kg/m³, as shown in Fig. 4. By reducing the fill density from 100 to 10%, the density decreased 3.7 times. The rapid prototyping technology enables shortening of production time and sample mass by reducing the fill density from 100 (solid material) to 10%. A five-fold reduction in production time and a three-fold decrease in mass were achieved. The dependence between density and fill density was shown in Fig. 4, this relationship is valid only for the specific sample configuration. Depending on the settings,

especially the wall thickness, it is possible to obtain a different directional coefficient of the straight line, which will always pass through the point $\varepsilon = 100\%$ (solid material). By using thinner wall thickness it is possible to obtain a smaller weight and thus density for the same fill density.

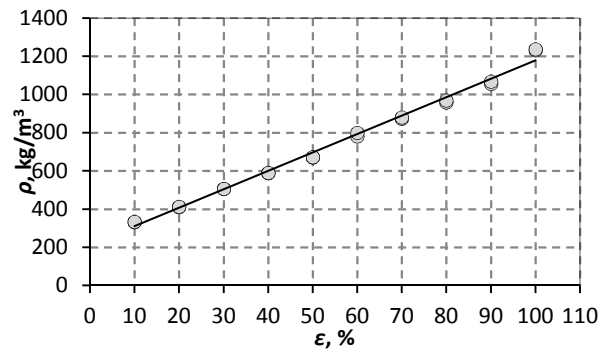


Fig. 4. Density ρ as a function of fill density ε

Figure 5 shows the dependence of the effective thermal conductivity coefficient k_e as a function of the density ρ , and as a function of the fill density ε . The highest value of effective thermal conductivity coefficient $k_e = 0.21$ W/(m·K) is for solid material (PLA 100%, $\rho = 1231$ kg/m³). By reducing the fill density ε , the value of the thermal conductivity decreases, reaching a local minimum at $\varepsilon = 40\%$ $k_e = 0.14$ W/(m·K). The thermal conductivity is about 35% less than for the solid material. Below $\varepsilon < 40\%$ the value of effective thermal conductivity coefficient k_e is stabilized at approximately $k_e \approx 0.14$ W/(m·K).

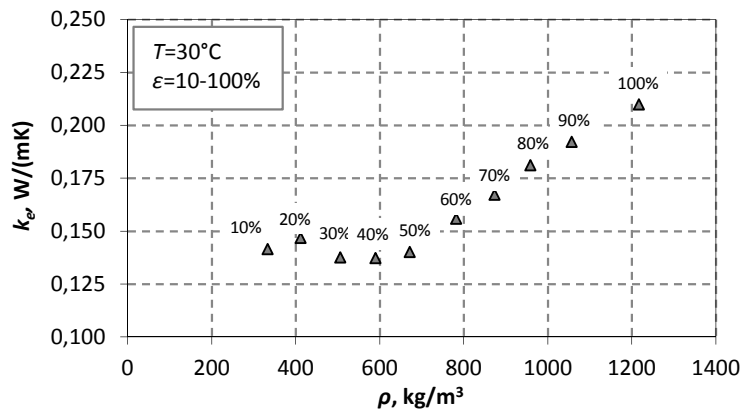


Fig. 5. Effective thermal conductivity k_e as a function both of fill density ε and density ρ (measurement temperature $T = 30^\circ\text{C}$)

Measurement of the thermal conductivity coefficient k of solid PLA as a function of temperature reveals that there is no significant variation of this factor in this temperature range. The average value of thermal conductivity is about 0.21 W/(m·K) both for the hot wire and guarded heat flow meter methods.

Figure 6 shows the dependence of thermal diffusivity a and volumetric specific heat c_v as a function of temperature T (solid PLA). The volumetric specific heat increases as a function of temperature from $c_v = 1.9$ MJ/(m³·K) at $T \approx 14^\circ\text{C}$ to $c_v = 2.67$ MJ/(m³·K) at $T \approx 110^\circ\text{C}$. The thermal diffusivity decreases as a function of temperature from $a = 0.115$ mm²/s at a temperature 14°C to $a = 0.094$ mm²/s at a temperature 110°C.

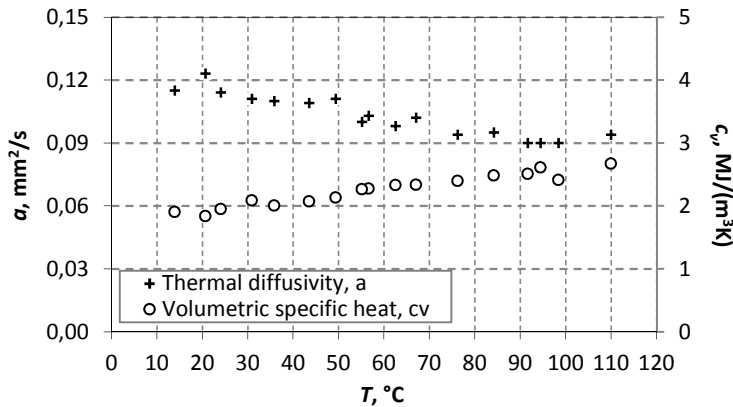


Fig. 6. Thermal diffusivity a and volumetric specific heat c_v as a function of temperature T (PLA 100%)

5. Conclusion

This paper presents results of experimental investigation of thermophysical properties of PLA manufactured with rapid prototyping technology. The heat conduction was measured as a function of density and of temperature. The value of the thermal diffusivity and specific heat of the material were also measured. Table 1 presents the most important thermophysical parameters of PLA.

Table 1. Thermophysical parameters of PLA

Name	Symbol	Value
Density (30°C)	ρ	1231 kg/m ³
Thermal conductivity ($\varepsilon = 100\%$, 30°C)	k	0.21 W/(m·K)
Thermal diffusivity ($\varepsilon = 100\%$, 30°C)	a	0.111 mm ² /s
Volume specific heat ($\varepsilon = 100\%$, 30°C)	c_v	2.09 MJ/(m ³ ·K)
Specific heat ($\varepsilon = 100\%$, 30°C)	c	1700 J/(kg·K)

Further experimental and numerical research will be carried out to develop a mathematical model describing PLA thermal parameters as a function of density and temperature.

References

- [1] Carneiro O.S., Silva A.F., Gomes R.: Fused deposition modeling with polypropylene, *Materials Design*, 83 (2015) 768-776.
- [2] Dawound M., Taha I., Ebeid Samy J.: Mechanical behaviour of ABS: An experimental study using FDM and injection moulding techniques, *J. Manuf. Proc.*, 21 (2016) 39-45.
- [3] Weng Z., Wang J., Senthil T., Wu L.: Mechanical and thermal properties of ABS/montmorillonite nanocomposites for fused deposition modeling 3D printing, *Materials Design*, 102 (2016) 276-283.
- [4] Drummer D., Cifuentes-Cuellar S., Rietzel D.: Suitability of PLA/TCP for fused deposition modeling, *Rapid Prototyping J.*, 18 (2012) 500-507.
- [5] Gajdoš I., Slota J.: Influence of printing conditions on structure in FDM prototypes, *Tehnički vjesnik*, 20 (2013) 231-236.
- [6] Lebedev S.M., Gefle O.S., Amitov E.T., Berchuk D.Y., Zhuravlev D.V.: Poly(lactic acid)-based polymer composites with high electric and thermal conductivity and their characterization, *Polymer Testing*, 58 (2017) 241-248.
- [7] Farah S., Anderson D.G., Langer R.: Physical and mechanical properties of PLA and their functions in widespread applications – A comprehensive review, *Adv. Drug Delivery Rev.*, 107 (2016) 367-392.
- [8] Frone A.N., Berlioz S., Chailan J.-F., Panaitescu D.M.: Morphology and thermal properties of PLA-cellulose nanofibers composites, *Carbohydrate Polymers*, 91 (2013) 377-384.
- [9] Francil J., Kingery W.D.: Thermal conductivity: IX, Experimental investigation of effect of porosity on thermal conductivity, *Mechanical and Thermal Properties of Ceramics Proceedings of Symposium*, Gaithersburg, Maryland 1968.
- [10] Tychanicz M., Smusz R.: Properties, application and thermal investigation of aerogels, *ZN PRz, Mechanika*, 34 (2017) 95-106.

BADANIE WŁAŚCIWOŚCI TERMOFIZYCZNYCH PRZEGRÓD IZOLACYJNYCH WYTWARZANYCH PRZYROSTOWĄ METODĄ SZYBKIEGO PROTOTYPOWANIA

Streszczenie

W pracy zaprezentowano wyniki pomiarów parametrów termofizycznych przegród izolacyjnych wytwarzanych w technologii druku 3D metodą osadzania topionego materiału FDM (ang. fused deposition modelling), która jest jedną z metod przyrostowych szybkiego prototypowania. Wytworzono próbki walcowe o średnicy 50,8 x 10 mm o różnym współczynniku wypełnienia od 10 do 100%. Próbki zostały wydrukowane z poliaktydu PLA (ang. polylactic acid, polylactide). Dokonano pomiaru gęstości, współczynnika przewodzenia ciepła, współczynnika dyfuzyjności cieplnej oraz ciepła właściwego. Celem eksperymentu było określenie wpływu współczyn-

nika gęstości wypełnienia, a pośrednio gęstości na współczynniki przewodzenia ciepła. W szczególności zastosowanie pustych przestrzeni wypełnionych powietrzem (porów) znacząco wpływa na zmianę współczynnika przewodzenia ciepła w stosunku do pełnego materiału. Wyniki badań mogą być przydatne do projektowania wszelkiego rodzaju przegród i obudów termoizolacyjnych wytwarzanych metodą szybkiego prototypowania, pracujących w stosunkowo niskich temperaturach ($< 100^{\circ}\text{C}$).

Słowa kluczowe: szybkie prototypowanie, metoda FDM, przewodność cieplna, druk 3D

DOI: 10.7862/rm.2018.02

Otrzymano/received: 22.11.2017

Zaakceptowano/accepted: 25.01.2018

Wiesław GRABOŃ¹

WIELOMODALNE PODEJŚCIE DO OPISU STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI

W artykule przedstawiono nowe wielomodalne podejście do opisu struktury geometrycznej powierzchni. Dokonano analizy istniejących w tym zakresie rozwiązań, zwracając szczególną uwagę na zalety i wady każdego z nich. Przedstawiono także przykłady wykorzystania nowego modelu do analizy powierzchni modelowanych komputerowo. Przykłady te dowodzą, że model sprawdza się dla powierzchni zawierających tekstury składowe zarówno o okresowym, jak i losowym charakterze rozkładu rzędnych. Naznaczono kierunki dalszych badań i możliwości wykorzystania wprowadzonego modelu.

Słowa kluczowe: struktura geometryczna powierzchni, model wielomodalny

1. Wprowadzenie

W nowoczesnych technikach wytwarzania podstawowym celem jest uzyskanie dobrej jakości wyrobów. Jakość ta jest powiązana między innymi z odpowiednimi właściwościami warstwy wierzchniej wytwarzanych przedmiotów. Integralną częścią warstwy wierzchniej jest jej powierzchnia zewnętrzna. Struktura geometryczna powierzchni (SGP) wpływa w bardzo istotny sposób na właściwości eksploatacyjne elementów maszyn, takie jak: odporność na zużycie tribologiczne, wytrzymałość zmęczeniowa, przewodność cieplna, szczelność i inne.

Powierzchnie kilkuprocesowe uważa się za powierzchnie o warstwowych właściwościach funkcjonalnych, ponieważ każdy składnik takich powierzchni odrębnie wpływa na określone właściwości eksploatacyjne elementów maszyn. Przykładem tego typu powierzchni jest powierzchnia cylindrów po gładzeniu płasko-wierzchołkowym. Składa się ona z głębokich dolin, pomiędzy którymi znajduje się mniej chropowata część powierzchni. Inne przykłady struktur geometrycznych powierzchni o warstwowych właściwościach funkcjonalnych zostały zaprezentowane między innymi w pracach [1-5]. Tego typu powierzchnie łączą w sposób idealny korzystne właściwości ślizgowe powierzchni gładkich oraz dużą zdolność do magazynowania oleju posiadaną przez powierzchnie porowate.

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Wiesław Graboń, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651832, e-mail: wgrabon@prz.edu.pl

Powierzchnie noszące ślady kilku procesów powstają też podczas procesu zużycia. Struktura geometryczna powierzchni kilkuprocesowych jest kombinacją niezależnych składowych struktur powstających w trakcie procesów obróbkowych lub podczas zużycia.

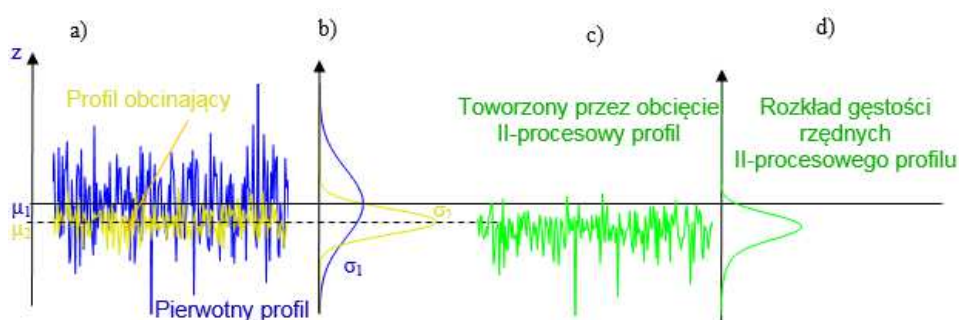
Opis SGP wieloprocesowych jest zagadnieniem trudnym. O ile powierzchnie jednoprosowe można charakteryzować za pomocą tylko jednego parametru, to powierzchnie noszące ślady wielu procesów można jednoznacznie opisać za pomocą zestawu kilku parametrów. Nie powstała jeszcze jednoznaczna metoda opisu takich powierzchni. Ich pomiar i analiza są bardzo podatne na błędy.

Wielu badaczy próbuje formułować statystyczne reguły służące do opisu właściwości geometrycznych powierzchni. W dobraniu prawidłowego opisu problem polega na tym, że powierzchnie mogą być losowe, deterministyczne bądź też – jak to zwykle bywa – są mieszaniną obu tych typów. W literaturze można znaleźć podejścia opierające się na analizie struktury geometrycznej powierzchni przy użyciu funkcji opisującej rozkład gęstości amplitudowej rzędnych tej powierzchni. McCool w pracy [6] oraz Ning Yu w pracy [7] do opisu tekstury powierzchni o niegaussowskim charakterze rozkładu wysokości rzędnych zaproponowali rozkład Weibulla. Xiaojie Xue [8] zauważa jednak, że chociaż rozkład ten jest matematycznie bardzo efektywny i może reprezentować asymetryczne rozkłady, to jednak jedną z jego wad jest połączenie efektów kurtozy i skośności i brak możliwości ich niezależnego badania. W pracy [9] jest przedstawiona funkcja beta, pozwalająca na opis rozkładów gęstości różnych powierzchni inżynierskich. Funkcja ta posiada dwa niezależne od siebie parametry, które autor uzależnia od parametrów R_p , R_v , R_t , R_q , dzięki czemu może być ona wykorzystana do charakteryzacji topografii powierzchni inżynierskich. Whitehouse zauważa jednak problem związany z użyciem tej funkcji do opisu powierzchni posiadających wielomodalny rozkład oraz profili posiadających prosty okresowy charakter. Jako alternatywne metody charakteryzacji funkcji gęstości amplitudowej podaje aproksymację wielomianami Chebyszewa. Alternatywą do zaproponowanej przez Whitehousa funkcji beta może być użyty przez Murthy i innych [10] do opisu topografii powierzchni rozkład logarytmiczno-normalny. Do modelowania rozkładu gęstości wysokości profili powierzchni generowanych w różnych inżynierskich procesach produkcyjnych Spedding i inni [11] wykorzystali ciągłe rozkłady prawdopodobieństwa pochodzące ze zbioru rozkładów Pearsona. Standard ISO 13565-3 [12] daje możliwość charakteryzacji powierzchni posiadających ślady dwóch procesów obróbkowych. Ograniczeniem tego standardu jest to, że ślady te muszą posiadać gaussowski charakter rozkładu rzędnych. Standard ISO 13565-2 [13] może być stosowany do analizy różnego typu powierzchni, nie daje on jednak możliwości odwołania się w sposób indywidualny do odrębnych składowych wynikających ze śladów pozostawionych przez procesy obróbkowe lub też procesy zużycia.

Wadą przedstawionych tutaj podejść jest to, że dają one całkowitą charakterystykę powierzchni. W przypadku powierzchni o warstwowych właściwościach

funkcjonalnych ma się zwykle do czynienia z powierzchniami powstającymi w kilku procesach. Każda składowa tekstura takiej powierzchni wynika z kształtu narzędzia wykorzystywanego do jej obróbki oraz z parametrów tej obróbki. Z tego powodu powierzchnia taka powinna być charakteryzowana funkcją gęstości prawdopodobieństwa, która ma możliwość opisu każdej składowej tekstury. W związku z tym powinna się składać z funkcji, które odrębnie będą charakteryzować każdą składową teksturę takiej powierzchni.

Bardzo realistyczny model zużywania przez ścieranie bardziej miękkiej powierzchni posiadającej rozkład wysokości rzędnych mający gaussowski charakter przez twardszą powierzchnię również o gaussowskim charakterze rozkładu wysokości rzędnych zaprezentowali King i inni w pracy [14]. Główna idea tego dwugaussowskiego modelu została przedstawiona na rys. 1a i 1b. Symbole μ_1 i σ_1 oznaczają odpowiednio wartość średnią i odchylenie standardowe rozkładu rzędnych powierzchni pierwotnej (niezużytej) mającej gaussowski charakter. Z kolei μ_2 i σ_2 są wartością średnią i odchyleniem standardowym rozkładu rzędnych powierzchni twardszej, powodującej zużycie, również posiadającej gaussowski charakter. Rozkład rzędnych powierzchni powstałej po procesie zużycia, zaprezentowanej za pomocą pojedynczego profilu na rys. 1c przedstawia rys. 1d. Rozkład rzędnych powstającej w ten sposób powierzchni można opisać za pomocą funkcji (1). Na potrzeby niniejszej pracy funkcja ta została nazwana $f_{1,2}(z)$.



Rys. 1. Wizualizacja poszczególnych etapów tworzenia dwuprocesowego profilu chropowatości

Fig. 1. Visualization of individual stages of creating a two-process roughness profile

$$f_{1,2}(z) = \frac{1}{\sigma_1 \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} e^{-0,5 \frac{z - \mu_1}{\sigma_1}} \cdot \left(1 - \int_{-\infty}^z \frac{1}{\sigma_2 \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} e^{-0,5 \frac{\xi - \mu_2}{\sigma_2}} d\xi \right) + \frac{1}{\sigma_2 \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} e^{-0,5 \frac{z - \mu_2}{\sigma_2}} \cdot \left(1 - \int_{-\infty}^z \frac{1}{\sigma_1 \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} e^{-0,5 \frac{\xi - \mu_1}{\sigma_1}} d\xi \right) \quad (1)$$

Graboń w pracy [15], opierając się na podejściu Kinga, przedstawił model pozwalający na znalezienie parametru Ppq powierzchni o charakterze okresowo

losowym. Cogdell w pracy [16] zaproponował algorytm dopasowujący przedstawioną przez niego funkcję (2) do danych prezentujących rozkład gęstości rzędnych tekstury powierzchni po kilkukrotnej obróbce. W modelu tym poszczególne tekstury z założenia posiadają gaussowski charakter.

$$\begin{aligned}
 g_n &= \frac{p_1}{\sigma_1} C_2 + C_1 \left[\frac{p_2}{\sigma_2} C_3 + C_2 \left[\frac{p_3}{\sigma_3} C_4 + C_3 \left[\frac{p_4}{\sigma_4} C_5 + \dots \right] \right] \right] = \\
 &= \frac{p_1}{\sigma_1} C_2 + C_1 \frac{p_2}{\sigma_2} C_3 + C_1 C_2 \frac{p_3}{\sigma_3} C_4 + C_1 C_2 C_3 \frac{p_4}{\sigma_4} C_5 + \dots \\
 g_n &= \sum_{j=1}^n \left[\left[\prod_{k=0}^{j-1} C_k \right] \frac{p_j}{\sigma_j} C_{j+1} \right] \quad (2)
 \end{aligned}$$

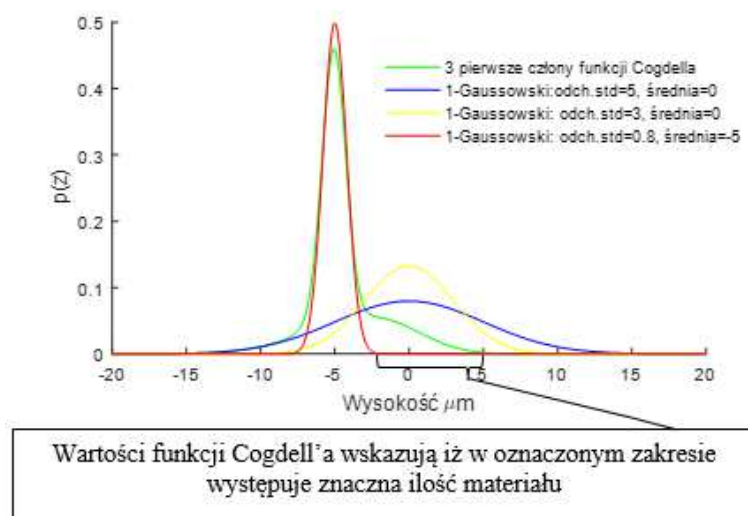
gdzie:

$$\begin{aligned}
 p(z_1) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-0,5z_1^2}, p(z_2) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-0,5z_2^2}, \\
 C_1(z_1) &= 1 - \int_{-\infty}^{z_1} p(y) dy, C_2(z_2) = 1 - \int_{-\infty}^{z_2} p(y) dy, \\
 z_1 &= \frac{z - \mu_1}{\sigma_1}, z_2 = \frac{z - \mu_2}{\sigma_2}, C_0 = C_{n+1} \equiv 1, z_j = \frac{z - \mu_j}{\sigma_j}, \\
 p(z_j) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-0,5z_j^2}, C_j(z_j) = 1 - \int_{-\infty}^{z_j} p(y) dy.
 \end{aligned}$$

W proponowanym modelu (2) argument Z jest wysokością profilu, μ_1 i σ_1 są odpowiednio średnią i odchyleniem standardowym pierwszej (traktowanej jako pierwotna), bardziej chropowatej tekstury, μ_2 i σ_2 są odpowiednio średnią i odchyleniem standardowym drugiej tekstury, μ_3 i σ_3 są odpowiednio średnią i odchyleniem standardowym trzeciej tekstury, μ_4 i σ_4 są odpowiednio średnią i odchyleniem standardowym czwartej tekstury. Według Cogdella równanie (2) jest modelem n -tego stopnia, pozwalającym opisać rozkład gęstości rzędnych wielogaussowskiej powierzchni z drugą teksturą istniejącą na obciętych wierzchołkach pierwotnej tekstury, trzecią teksturą istniejącą na obciętych wierzchołkach drugiej tekstury, czwartą teksturą istniejącą na obciętych wierzchołkach trzeciej tekstury itd. Wartości odchylenia standardowych i wartości średnich poszczególnych tekstur można znaleźć, używając algorytmu proponowanego w ww. pracy.

W celu wizualizacji efektów działania przedstawionej przez Cogdella funkcji wyodrębniono jej trzy pierwsze człony i nadano poszczególnym składowym rozkładom gaussowskim następujące wartości: $\sigma_1 = 6 \mu\text{m}$, $\mu_1 = 0 \mu\text{m}$; $\sigma_2 = 3 \mu\text{m}$, $\mu_2 = 0 \mu\text{m}$; $\sigma_3 = 0,8 \mu\text{m}$, $\mu_3 = -5 \mu\text{m}$. Przy założeniu, że trzy pierwsze człony odpowiadają trzem składowym strukturom geometrycznym powierzchni splecionym ze sobą zgodnie z założeniami, które przyjął Cogdell, otrzymuje się

rozkład gęstości przedstawiony na rys. 2. kolorem zielonym. Kolorem niebieskim, żółtym i czerwonym zaznaczono składowe rozkłady gaussowskie.



Rys. 2. Wyniki otrzymane dla pierwszych trzech członów funkcji proponowanej przez Cogdella dla parametrów: $\mu_1 = 0$ oraz $\sigma_1 = 5$, $\mu_2 = 0$ oraz $\sigma_2 = 3$, $\mu_3 = -5$ oraz $\sigma_3 = 0,8$

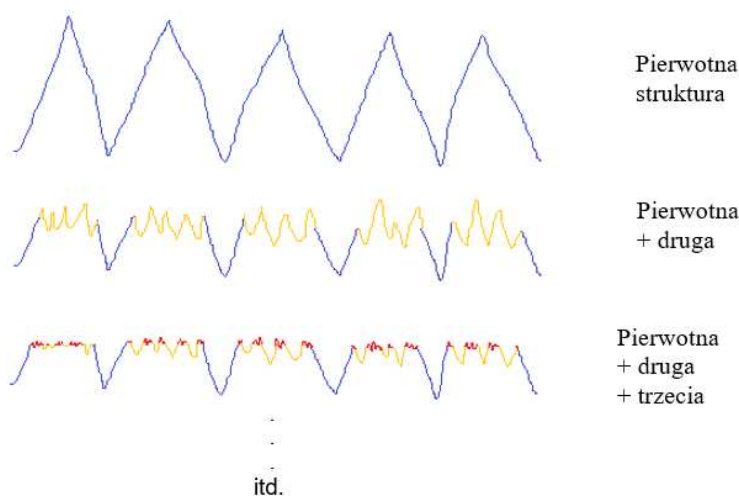
Fig. 2. The results obtained for the first three terms of the function proposed by Cogdell for parameters: $\mu_1 = 0$ and $\sigma_1 = 5$, $\mu_2 = 0$ and $\sigma_2 = 3$, $\mu_3 = -5$ and $\sigma_3 = 0.8$

Na rysunku 2. wyraźnie widać, że w proponowanej przez Cogdella funkcji wartości w zakresie od około -2 do $5 \mu\text{m}$ są większe od zera, co sugeruje, że w obszarze tym będzie się znajdował materiał. Z oczywistych względów nie jest to prawdą. Jeśli bowiem założy się, że ostateczne zużycie powierzchni powodowała powierzchnia o gaussowskim charakterze rozkładu rzędnych (określona na rys. 3. kolorem czerwonym), której odchylenie standardowe rzędnych wynosi $0,8 \mu\text{m}$, a wartość średnia pozwalająca na symulację głębokości, na której znajduje się powierzchnia obcinająca wynosi $-5 \mu\text{m}$, to w zakresie od około -2 do $5 \mu\text{m}$ nie powinien się znajdować żaden materiał. Należy zatem rozważyć wprowadzenie do opisu powierzchni o warstwowych właściwościach funkcjonalnych funkcji dającej bardziej dokładną charakterystykę.

2. Rozważania dotyczące wielomodalnego podejścia do opisu SGP

Na rysunku 3. przedstawiono koncepcję wieloprocessowego profilu, w którym druga struktura istnieje na obciętych wierzchołkach pierwotnej struktury,

trzecia na obciętych wierzchołkach drugiej struktury, czwarta na obciętych wierzchołkach trzeciej struktury itd.



Rys. 3. Konceptualny model jedno- i wieloprocessowego profilu

Fig. 3. A conceptual model of one- and multi-process profile

Skoro ogólna struktura funkcji (1) oraz pierwszych dwóch członów funkcji Coggella (2) opiera się na modelu ogólnym posiadającym postać:

$$f_{1,2}(z) = f_1(z) \cdot (1 - F_2(z)) + f_2(z) \cdot (1 - F_1(z)) \quad (3)$$

gdzie: $f_1(z)$, $f_2(z)$ to funkcje gęstości, natomiast $F_1(z)$, $F_2(z)$ to dystrybuanty, przy czym funkcja (3) ma istotną właściwość, tzn. całka z tej funkcji w granicach od $-\infty$ do $+\infty$ daje wartość równą 1 (załącznik A).

„Szkieleł” modelu wielomodalnego (składającego się z n struktur geometrycznych powierzchni) będzie więc taki sam jak w przypadku modelu dwugausowskiego. Model ten przypomina zatem rekurencyjne wywołanie funkcji. Poszczególne składowe funkcje tego modelu można zapisać jako:

$$\left. \begin{aligned} f_{1,2}(z) &= f_1(z) \cdot (1 - F_2(z)) + f_2(z) \cdot (1 - F_1(z)) \\ f_{1,3}(z) &= f_{1,2}(z) \cdot (1 - F_3(z)) + f_3(z) \cdot (1 - F_{1,2}(z)) \\ f_{1,4}(z) &= f_{1,3}(z) \cdot (1 - F_4(z)) + f_4(z) \cdot (1 - F_{1,3}(z)) \\ &\dots \\ f_{1,n}(z) &= f_{1,n-1}(z) \cdot (1 - F_n(z)) + f_n(z) \cdot (1 - F_{1,n-1}(z)) \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Zgodnie z przyjętą w załączniku B analizą dla przypadku, w którym powierzchnia zawiera ślady trzech procesów, funkcja rozkładu gęstości rzędnych może być wyrażona za pomocą równania (5) (załącznik B, równanie (B17)):

$$f_{1_3}(z) = f_1(z) \cdot (1 - F_2(z)) \cdot (1 - F_3(z)) + f_2(z) \cdot (1 - F_1(z)) \cdot (1 - F_3(z)) + f_3(z) \cdot (1 - F_1(z)) \cdot (1 - F_2(z)) \quad (5)$$

Model wielomodalny przedstawiony zbiorem równań (4) można więc zapisać dla n członów jako:

$$\begin{aligned} f_{1_n}(z) = & f_1 \cdot (1 - F_2) \cdot (1 - F_3) \cdot \dots \cdot (1 - F_i) \cdot \dots \cdot (1 - F_n) + \\ & + f_2 \cdot (1 - F_1) \cdot (1 - F_3) \cdot \dots \cdot (1 - F_i) \cdot \dots \cdot (1 - F_n) + \\ & + f_i \cdot (1 - F_1) \cdot (1 - F_2) \cdot \dots \cdot (1 - F_{i-1}) \cdot (1 - F_{i+1}) \cdot \dots \cdot (1 - F_n) + \\ & + f_n \cdot (1 - F_1) \cdot (1 - F_2) \cdot \dots \cdot (1 - F_i) \cdot \dots \cdot (1 - F_{n-1}) \end{aligned} \quad (6)$$

Tak przedstawiony model pozwoli dodatkowo na analizę udziału poszczególnych składowych struktur geometrycznych w całej powierzchni.

Podążając za przedstawionym w załączniku B tokiem analizy, po scałkowaniu funkcji f_{1_3} w granicach od $-\infty$ do z otrzymuje się wzór na dystrybuantę tej funkcji:

$$F_{1_3}(z) = \int_{-\infty}^z f_{1_3}(u) du = F_1(z) + F_2(z) + F_3(z) - F_1(z) \cdot F_2(z) - F_1(z) \cdot F_3(z) - F_2(z) \cdot F_3(z) + F_1(z) \cdot F_2(z) \cdot F_3(z) \quad (7)$$

Znając dystrybuanty poszczególnych rozkładów, tj. dwumodalnego, i -modalnego oraz n -modalnego, można określić funkcje opisujące udziały materiałowe dla poszczególnych elementów składowych modelu zapisanego za pomocą zestawu równań (4). Przykładowo w przypadku modelu dwumodalnego funkcja udziału materiałowego będzie miała postać:

$$D_{1_2} = 1 - F_{1_2}(z) = 1 - (F_1(z) + F_2(z) - F_1(z) \cdot F_2(z)) \quad (8)$$

W przypadku modelu trójmodalnego funkcja udziału materiałowego będzie przedstawiona następująco:

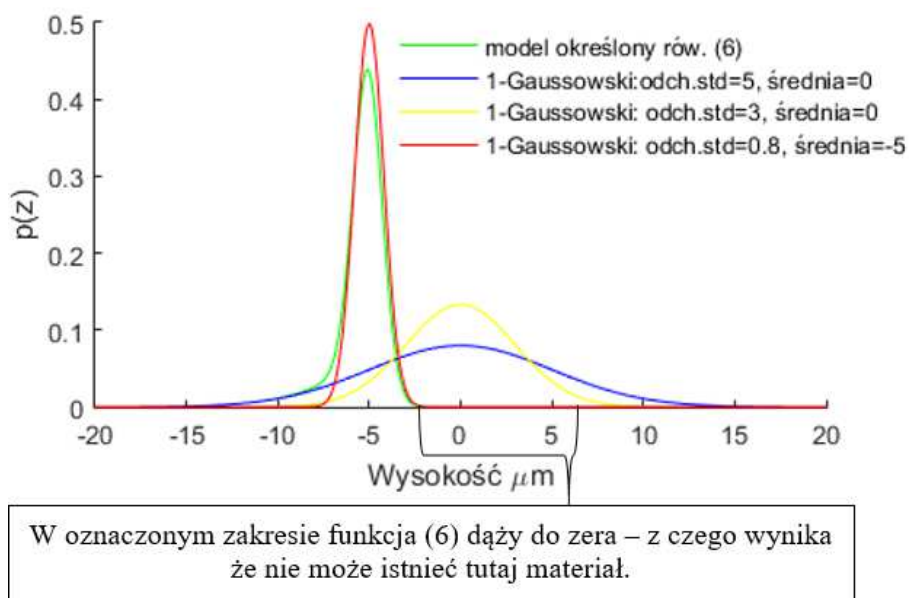
$$D_{1_3}(z) = 1 - F_{1_3}(z) = 1 - (F_1(z) + F_2(z) + F_3(z) - F_1(z) \cdot F_2(z) - F_1(z) \cdot F_3(z) - F_2(z) \cdot F_3(z) + F_1(z) \cdot F_2(z) \cdot F_3(z)) \quad (9)$$

Należy podkreślić, że chociaż matematycznie dziedziną argumentów funkcji gęstości, np. Gaussa, rozprzestrzenia się od $-\infty$ do $+\infty$, to rzeczywista wysokość

chropowatości ma skończoną wartość. Halling i Nuri [17] przedstawili eksperymentalne wyniki dotyczące statycznego kontaktu powierzchni, w których dowodzą, że maksymalna wysokość i głębokość profilu chropowatości jest równa 3σ , przy czym σ jest odchyleniem standardowym wysokości profilu chropowatości. Do obliczeń inżynierskich w przypadku analizy SGP wystarczy zatem przyjąć zakres jej wysokości.

3. Wyniki

W celu porównania wprowadzonego modelu z modelem Cogdella przeprowadzono test pierwszych trzech członów funkcji (6), z uwzględnieniem funkcji składowych będących funkcjami Gaussa o parametrach: $\mu_1 = 0$ i $\sigma_1 = 5$; $\mu_2 = 0$ i $\sigma_2 = 3$; $\mu_3 = -5$ i $\sigma_3 = 0,8$. Wyniki przedstawiono na rys. 4. W oznaczonym na rys. 4. zakresie (od około -2 do 6) analizowana funkcja dąży do zera. W związku z tym w odniesieniu do analizy SGP istnienie w tym obszarze materiału jest właściwie nieprawdopodobne. Zastosowanie tej funkcji do analizy SGP pozwoli zatem uniknąć nieprawidłowości, które wynikają z metody Cogdella (patrz rys. 2.).



Rys. 4. Wyniki otrzymane dla pierwszych trzech członów modelu (6) przy parametrach: $\mu_1 = 0$ i $\sigma_1 = 5$; $\mu_2 = 0$ i $\sigma_2 = 3$; $\mu_3 = -5$ i $\sigma_3 = 0,8$

Fig. 4. Results obtained for the first three terms of model (6) with values of parameters: $\mu_1 = 0$ and $\sigma_1 = 5$; $\mu_2 = 0$ and $\sigma_2 = 3$; $\mu_3 = -5$ and $\sigma_3 = 0,8$

Dodatkowo w celu weryfikacji poprawności i przydatności przedstawionego modelu do analizy SGP dokonano jego weryfikacji na powierzchniach modelowanych. Komputerowe generowanie powierzchni trzyprocesowych polegało na nałożeniu na siebie trzech powierzchni o gaussowskim charakterze rozkładu rzędnych: pierwszej struktury (PS), drugiej struktury (DS) i trzeciej struktury (TS). W rozpatrywanym przypadku pierwsza powierzchnia (tab. 1.) zostaje tak ustawiona, aby wartość średnia rzędnych (μ_1) wynosiła $0 \mu\text{m}$. W celu utworzenia powierzchni dwupprocesowej pierwsza powierzchnia zostaje „obcięta” przez zastąpienie jej wartości rzędnych wartościami rzędnych drugiej powierzchni, której wartość średnia zostaje ustawiona na określoną wartość ($\mu_2 = 2,85$). Proces „obcinania” przebiega następująco: dla wszystkich (w obu kierunkach) „i” w kierunku y oraz dla „j” w kierunku x obydwu powierzchni:

$$\text{if } DS(i,j) > PS(i,j) \text{ then } P\&DS(i,j) = PS(i,j), \text{ else } P\&DS(i,j) = DS(i,j),$$

przy czym P&DS jest wynikową dwupprocesową powierzchnią, zawierającą ślady pierwszej i drugiej struktury.

Utworzona w ten sposób dwupprocesowa powierzchnia zostaje poddana procesowi „obcicia” przez nałożenie na nią trzeciej struktury z określoną wartością średnią ($\mu_3 = 3,12$). Proces obcicia przebiega podobnie do procesu tworzenia dwupprocesowej struktury, zgodnie z formułą:

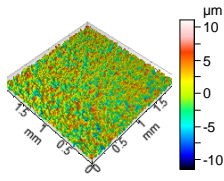
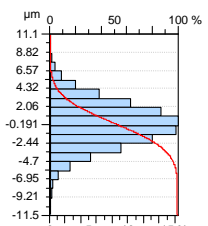
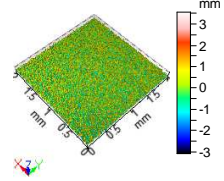
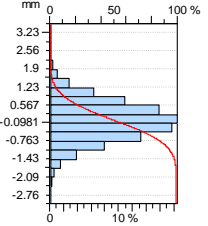
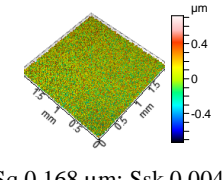
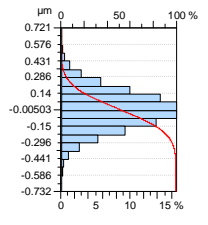
$$\text{if } TS(i,j) > P\&DS(i,j) \text{ then } P\&D\&TS(i,j) = P\&DS(i,j), \text{ else } P\&D\&TS(i,j) = TS(i,j).$$

Utworzona w ten sposób trójprocesowa powierzchnia, nazwana P&D&TS, nosi na sobie ślady trzech struktur geometrycznych powierzchni.

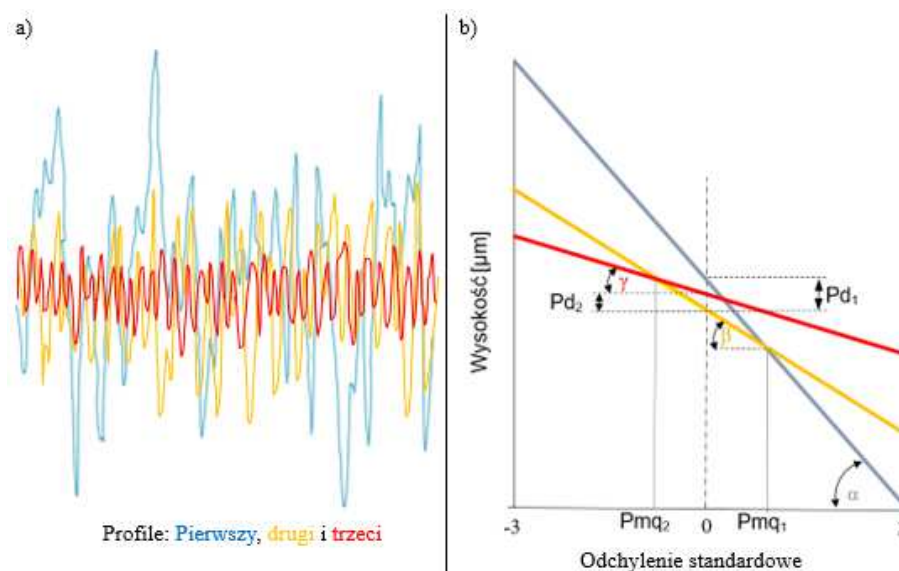
W pracy [18] oraz w artykule [19] została przedstawiona metoda określania parametrów Pm_q oraz Pd dla powierzchni dwupprocesowej. W modelu powierzchni dwupprocesowej zgodnie z [12] parametr Pm_q jest względny udziałem materiałowym na przecięciu plateau (powierzchnia pierwsza) i wgłębień (powierzchnia druga), natomiast Pd jest odległością między liniami (płaszczyznami) średnimi powierzchni podlegających zużyciu (powierzchnia pierwsza) i powodujących zużycie (powierzchnia druga). W modelu powierzchni trójprocesowej parametr Pm_{q1} odpowiada parametrowi Pm_q (model dwupprocesowy), natomiast parametr Pd_1 odpowiada parametrowi Pd . Dodatkowo wprowadzono parametry Pm_{q2} oraz Pd_2 , które są odpowiednio: względny udziałem materiałowym na przecięciu powierzchni drugiej i powierzchni trzeciej, natomiast Pd_2 jest odległością między liniami (płaszczyznami) średnimi powierzchni podlegającej zużyciu, w tym wypadku powierzchni drugiej, i powodującej zużycie (powierzchni trzeciej). Analogicznie reprezentację tych parametrów można rozszerzyć dla powierzchni n-procesowej. Interpretację graficzną tych parametrów dla powierzchni zawierającej ślady trzech procesów przedstawiono na rys. 5.

Tabela 1. Modelowane powierzchnie zastosowane do wykonania modelu SGP kilkuprocesowej

Table 1. Modeled surfaces used to make a multi-process SGP model

Nazwa SGP	Widok izometryczny – 3D wraz z niektórymi parametrami	Histogram i krzywa Abbota
PS	 <p>Sq 2,67μm; Ssk 0,0393; Sku 2,99; Sal 0,0311 mm</p>	
DS	 <p>Sq 0,705 mm; Ssk 0,01289; Sku 3,034; Sal 0,0117 mm</p>	
TS	 <p>Sq 0,168 μm; Ssk 0,00419; Sku 2,99; Sal 0,00843 mm</p>	

W tabeli 2. przedstawiono powierzchnię trójprocesową o zadanych parametrach, wygenerowaną komputerowo na podstawie powierzchni przedstawionej w tab. 1. według opisanego wcześniej schematu. Parametry modelowanej powierzchni zostały tak dobrane, aby wyraźnie był zauważalny trójmodalny rozkład gęstości rzędnych. W celu lepszej charakterystyki sposobu generowania komputerowo powierzchni zaprezentowanej w tab. 2., w tab. 3. przedstawiono wizualizację poziomów „cięcia” na przykładzie profili wybranych z powierzchni użytych podczas procesu komputerowego modelowania. Dodatkowo zaprezentowano krzywe nośności poszczególnych jednoprosowych powierzchni, przedstawione na siatce probabilistycznej oraz krzywą nośności wygenerowanych komputerowo trójprocesowych powierzchni.



Rys. 5. Konceptyjny model wyznaczania parametrów Pmq_1 i Pmq_2 , który może być rozszerzony do Pmq_n dla powierzchni o charakterze gaussowskim

Fig. 5. A conceptual model for determining parameters Pmq_1 and Pmq_2 , which can be extended to Pmq_n for Gaussian surfaces

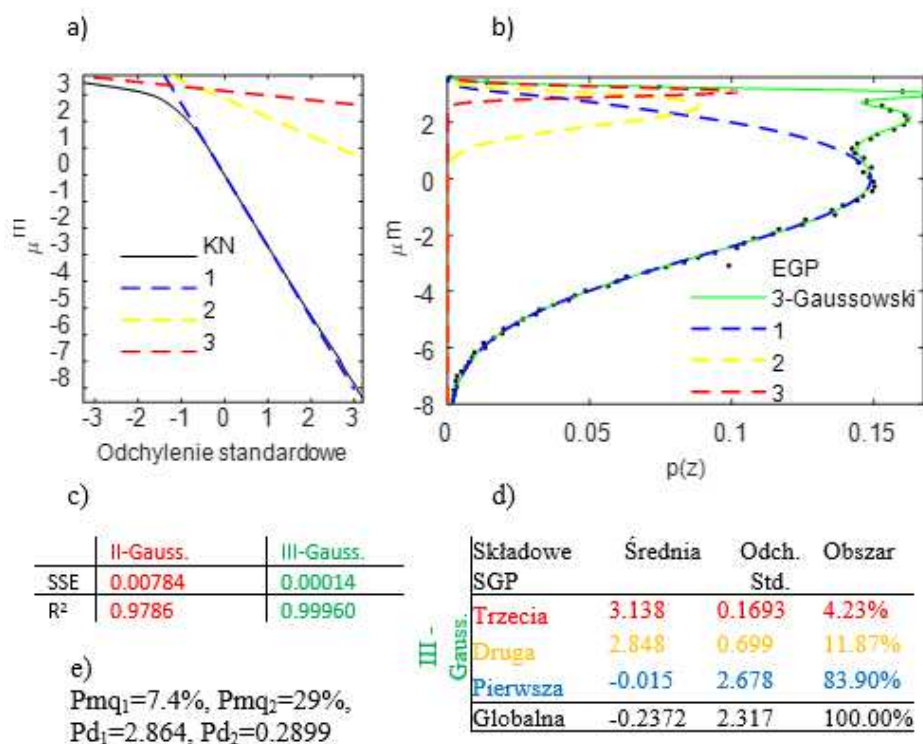
Tabela 2. Wygenerowana komputerowo powierzchnia o założonych parametrach istotnych ze względu na weryfikację wprowadzonego modelu

Table 2. Computer generated surface with assumed parameters important due to verification of the introduced model

Model SGP wygenerowany komputerowo	Parametry modelowanej powierzchni
	$\mu_1 = 0 \mu\text{m}$ $\sigma_1 = 2,67 \mu\text{m}$ $\mu_2 = 2,85 \mu\text{m}$ $\sigma_2 = 0,705 \mu\text{m}$ $\mu_3 = 3,12 \mu\text{m}$ $\sigma_3 = 0,168 \mu\text{m}$ $Pd_1 = 2,85 \mu\text{m}$ $Pd_2 = 0 \mu\text{m}$ $Rmq_1 = 7,33\%$ $Rmq_2 = 30,85\%$

Rysunek 6. obrazuje wizualizację wyników działania modelu otrzymaną dla modelowanej powierzchni przedstawionej w tab. 1. Na rysunku 6a zaprezentowano krzywą udziału materiałowego w układzie laplaco-normalnym (KN), wyznaczoną dla omawianej powierzchni wraz z krzywymi udziału materiałowego

(oznaczonymi odpowiednio 1, 2 i 3) poszczególnych powierzchni wykorzystywanych na etapie modelowania analizowanej SGP. Krzywe udziału materiałowego zostały odtworzone na podstawie otrzymanych przez model parametrów. Na rysunku 6b zaprezentowano rozkład gęstości rzędnych powierzchni wynikający z aproksymacji estymowanej gęstości prawdopodobieństwa (EGP) oraz udziały poszczególnych składowych struktur powierzchni. Z kolei rys. 6c przedstawia tabelę z wartościami współczynników SSE i R^2 wykorzystywanych przy doborze właściwego modelu algorytmem zbliżonym konstrukcją do algorytmu przedstawionego przez Cogdella w pracy [16]. Z analizy tych parametrów widać, że jedynie model uwzględniający trzy składowe rozkłady najlepiej dopasowuje się do danych. Dzięki właściwemu odwzorowaniu EGP model pozwala odtworzyć poszczególne wartości parametrów poszczególnych składowych struktur geometrycznych powierzchni (patrz rys. 6d i e oraz tab. 2.).

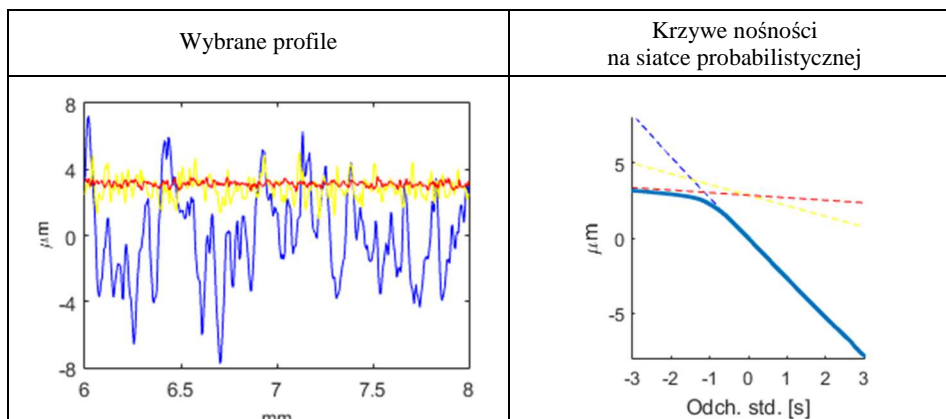


Rys. 6. Analiza SGP zamieszczonej w tab. 2. modelem (6): a) krzywa nośności na siatce probabilistycznej, b) rozkład gęstości rzędnych wraz z udziałem poszczególnych rozkładów składowych, c) parametry, na podstawie których określano najlepsze dopasowanie modelu, d) otrzymane parametry modelu, e) pozostałe parametry

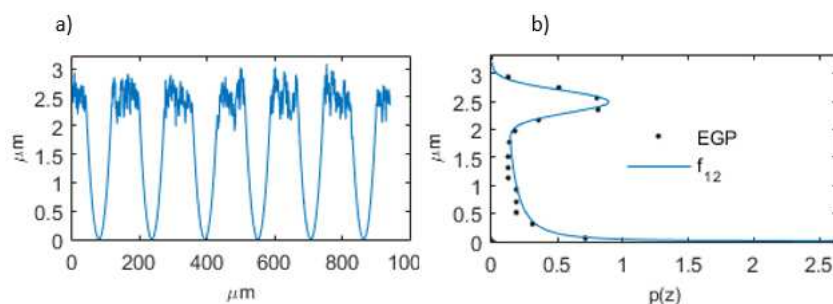
Fig. 6. Analysis of SGP presented in table 2 with the model (6): a) bearing curve on probabilistic grid, b) distribution of ordinate densities with share of individual component distributions, c) parameters of the best fit of the model, d) determined model parameters, e) other parameters

Tabela 3. Wizualizacja poziomów „cięcia” na przykładzie profili wybranych z modelowanych powierzchni

Table 3. Visualization of „cutting” levels on the example of profiles selected from the modeled surfaces



W przypadku analizy modelowanej powierzchni proponowanym modelem (6) widać, że pozwala on na odtworzenie jej poszczególnych struktur składowych wraz z ich parametrami. Dodatkowo umożliwia on określenie udziału poszczególnych składowych SGP w całym modelu. Parametry modelowanej powierzchni zostały celowo tak dobrane, aby na rozkładzie gęstości rzędnych widać było trzy mody. Rysunek 7. stanowi przykład analizy przedstawionym modelem symulowanego profilu (7a). Podobne profile wielofunkcyjnej powierzchni analizowano w pracy [1]. W pracy tej szukano rozwiązania pozwalającego na określenie odchylenia standardowego części wierzchołkowej (plateau) tego typu powierzchni. W przypadku powierzchni analizowanej w ww. pracy pierwszym

Rys. 7. Profil o charakterze okresowo-losowym (a), estymowana gęstość prawdopodobieństwa, EGP aproksymowana modelem wielomodalnym (b). Otrzymane parametry modelu: $\mu = 2,5 \mu\text{m}$; $\sigma = 0,2 \mu\text{m}$; pierwotna wysokość profilu toczzonego $H = 7,2 \mu\text{m}$ Fig. 7. A periodical-random profile (a), an estimated EGP probability density fitted by a multi-modal model (b). The obtained model parameters: $\mu = 2.5 \mu\text{m}$; $\sigma = 0.2 \mu\text{m}$; the original height of the turned profile $H = 7.2 \mu\text{m}$

procesem obróbkowym było toczenie (ostrze noża o zarysie hiperbolicznym), a kolejnym szlifowanie (losowy charakter ziaren ściernicy). Jak widać na rys. 7b, zastosowanie odpowiednich funkcji gęstości (funkcja gęstości określona dla profilu hiperbolicznego zgodnie z [20] oraz funkcja Gaussa) w proponowanym modelu pozwala na odtworzenie rozkładu gęstości poszczególnych odrębnych składowych.

4. Podsumowanie

W pracy przedstawiono nowy wielomodalny model służący do opisu struktury geometrycznej powierzchni. Zaprezentowano także jego możliwości na przykładzie modelowanej powierzchni i profilu. Wyniki działania modelu ukazują, że jest on w stanie odnaleźć parametry poszczególnych składowych struktur analizowanych powierzchni. Model ten jest rozszerzeniem modelu Cogdella, dającym bardziej dokładną charakterystykę SGP. Dalsze prace będą miały na celu określenie potencjalnych możliwości modelu. Na podstawie wprowadzonego modelu będzie między innymi weryfikowana możliwość określania zużycia poszczególnych składowych struktur powierzchni.

Literatura

- [1] Godi A., Grønbæk J., De Chiffre L.: Characterisation and full-scale production testing of multifunctional surfaces for deep drawing applications, *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, 16 (2017) 64-71.
- [2] Hu S., Brunetiere N., Huang W., Liu X., Wang Y.: Continuous separating method for characterizing and reconstructing bi-Gaussian stratified surfaces, *Tribol. Int.*, 102 (2016) 454-462.
- [3] Godi A., Kühle A., De Chiffre L.: A plateau–valley separation method for textured surfaces with a deterministic pattern, *Precis. Eng.*, 38 (2014) 190-196.
- [4] Woś S., Koszela W., Pawlus P.: Determination of oil demand for textured surfaces under conformal contact conditions, *Tribol. Int., Part B*, 93 (2016) 602-613.
- [5] Gałda L., Dzierwa A., Sęp J., Pawlus P.: The effect of oil pockets shape and distribution on seizure resistance in lubricated sliding, *Tribol. Lett.*, 37 (2010) 301-311.
- [6] Mccool J.: Non-Gaussian effects in microcontact, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 32 (1992) 115-123.
- [7] Yu N., Polycarpou A.A.: Contact of rough surfaces with asymmetric distribution of asperity heights, *J. Tribol.*, 124 (2002) 367-376.
- [8] Xue X.: Theoretical and Experimental Investigation of Adhesion in Micro-electromechanical Systems, ProQuest, 2007.
- [9] Whitehouse D.J.: Handbook of Surface and Nanometrology, Second Edition. 2nd ed, CRC Press, 2010.
- [10] Murthy T.S.R., Reddy G.C., Radhakrishnan V.: Different functions and computations for surface topography, *Wear*, 83 (1982) 203-214.

- [11] Spedding T.A., King T.G., Watson W., Stout K.J.: The Pearson system of distributions: Its application to Non-Gaussian surface metrology and a simple wear model, *J. Tribol.*, 102 (1980) 495-500.
- [12] ISO 13565-3:1998 – Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method; Surfaces having stratified functional properties – Part 3: Height characterization using the material probability curve.
- [13] ISO 13565-2:1996 – Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method; Surfaces having stratified functional properties – Part 2: Height characterization using the linear material ratio curve.
- [14] King T.G., Watson W., Stout K.J.: Modelling the micro-geometry of lubricated wear, *Proc. 4th Leeds-Lyon Symposium*, London 1978.
- [15] Graboń W.A.: The automation of parameter Ppq identification process for profiles with functional properties, *Methods and Instruments of Artificial Intelligence* (red. G. Setlak, K. Markov), ITHEA, Rzeszów 2010.
- [16] Cogdell J.D.: A convolved multi-Gaussian probability distribution for surface topography applications, *Precis. Eng.*, 32 (2008) 34-46.
- [17] Halling J., Nuri K.A.: The elastic contact of rough surfaces and its importance in the reduction of wear, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part C, J. Mech. Eng. Sci.*, 199 (1985) 139-144.
- [18] Graboń W.: Badania struktury geometrycznej powierzchni o warstwowych właściwościach funkcjonalnych, praca doktorska, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów 2009.
- [19] Pawlus P., Graboń W.: The method of truncation parameters measurement from material ratio curve, *Precis. Eng.*, 32 (2008) 342-347.
- [20] Lubimow W., Pawlus P., Miszuris G.: Surface topography determinity coefficient, *X Int. Colloquium on Surfaces*, Chemnitz 2000, pp. 434-439.

Załącznik A

$$\int_{-\infty}^{\infty} f_{12}(z) dz = \int_{-\infty}^{\infty} f_1(z) dz - \int_{-\infty}^{\infty} (f_1(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_2(t) dt) dz + \int_{-\infty}^{\infty} f_2(z) dz - \int_{-\infty}^{\infty} (f_2(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_1(t) dt) dz \quad (A1)$$

W punktach, w których funkcja gęstości jest ciągła, zachodzi równość $f(z) = F'(z)$, czyli funkcja gęstości jest pochodną dystrybuanty.

A zatem:

$$A = \int_{-\infty}^{\infty} (f_1(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_2(t) dt) dz = \int_{-\infty}^{\infty} F'_1(z) \cdot F_2(z) dz = F_1(z) \cdot F_2(z) |_{-\infty}^{\infty} - \int_{-\infty}^{\infty} F_1(z) \cdot F_2'(z) dz = 1 \cdot 1 - 0 \cdot 0 - \int_{-\infty}^{\infty} (f_2(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_1(t) dt) dz \quad (A2)$$

Otrzymuje się więc:

$$\begin{aligned} \int_{-\infty}^{\infty} f_{1_2}(z) dz &= 1 - \int_{-\infty}^{\infty} (f_1(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_2(t) dt) dz + \\ &+ 1 - \int_{-\infty}^{\infty} (f_2(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_1(t) dt) dz = 1 - 1 + \int_{-\infty}^{\infty} (f_2(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_1(t) dt) dz + \\ &+ 1 - \int_{-\infty}^{\infty} (f_2(z) \cdot \int_{-\infty}^z f_1(t) dt) dz = 1 \end{aligned} \quad (\text{A3})$$

Załącznik B

Całkując równanie (3) reprezentujące funkcję gęstości w granicach od $-\infty$ do z , otrzyma się dystrybuantę. Jeśli więc funkcja (3) jest funkcją gęstości, to dystrybuantę tej funkcji określa wzór:

$$F_{1_2}(z) = \int_{-\infty}^z f_{1_2}(u) du \quad (\text{B1})$$

Po podstawieniu wartości uzyskuje się:

$$F_{1_2}(z) = \int_{-\infty}^z [f_1(u) \cdot (1 - F_2(u)) + f_2(u) \cdot (1 - F_1(u))] du \quad (\text{B2})$$

w związku z tym zależność (B2) można zapisać jako:

$$\begin{aligned} F_{1_2}(z) &= \int_{-\infty}^z f_1(u) du - \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) du - \\ &+ \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du \end{aligned} \quad (\text{B3})$$

Grupując poszczególne człony wzoru (B3) otrzymuje się:

$$F_{1_2}(z) = F_1(z) + F_2(z) - \underbrace{\left(\int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du \right)}_A + \underbrace{\left(\int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du \right)}_B \quad (\text{B4})$$

Rozpatrzmy sumę elementów oznaczonych w zależności (B4) jako A i B odrębnie:

$$A + B = \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du \quad (\text{B5})$$

Jeśli można znaleźć takie $F_1(u)$, że $F_1'(u) = f_1(u)$ oraz $F_2(u)$, że $F_2'(u) = f_2(u)$, to całki z równania (B5) uda się przekształcić do postaci:

$$\begin{aligned} A &= \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du = \int_{-\infty}^z F_1'(u) \cdot F_2(u) du = \\ &= [F_1(u) \cdot F_2(u)]_{-\infty}^z - \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot F_2'(u) du = \\ &= F_1(z) \cdot F_2(z) - F_1(-\infty) \cdot F_2(-\infty) - \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot f_2(u) du \end{aligned} \quad (\text{B6})$$

zatem:

$$\begin{aligned} A &= \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du = F_1(z) \cdot F_2(z) - 0 \cdot 0 - \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot f_2(u) du = \\ &= F_1(z) \cdot F_2(z) - \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot f_2(u) du \end{aligned} \quad (\text{B7})$$

$$\begin{aligned} B &= \int_{-\infty}^z (f_2(u) \cdot F_1(u)) du = \int_{-\infty}^z F'_2(u) \cdot F_1(u) du = \\ &= [F_2(u) \cdot F_1(u)]_{-\infty}^z - \int_{-\infty}^z (F_2(u) \cdot F'_1(u)) du = F_2(z) \cdot F_1(z) - \\ &+ \int_{-\infty}^z F_2(u) \cdot f_1(u) du \end{aligned} \quad (\text{B8})$$

Skoro:

$$A + B = \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du \quad (\text{B9})$$

to można zapisać, że:

$$\begin{aligned} \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du &= F_1(z) \cdot F_2(z) - \\ &+ \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot f_2(u) du + F_2(z) \cdot F_1(z) - \int_{-\infty}^z F_2(u) \cdot f_1(u) du \end{aligned} \quad (\text{B10})$$

wobec czego:

$$\begin{aligned} \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du + \int_{-\infty}^z F_1(u) \cdot f_2(u) du + \\ + \int_{-\infty}^z F_2(u) \cdot f_1(u) du &= F_1(z) \cdot F_2(z) + F_2(z) \cdot F_1(z) \end{aligned} \quad (\text{B11})$$

Grupując poszczególne człony, otrzymuje się:

$$2 \int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + 2 \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du = 2F_1(z) \cdot F_2(z) \quad (\text{B12})$$

w związku z tym:

$$\int_{-\infty}^z f_1(u) \cdot F_2(u) du + \int_{-\infty}^z f_2(u) \cdot F_1(u) du = F_1(z) \cdot F_2(z) \quad (\text{B13})$$

Dystrybuanta dla funkcji gęstości określonej w pracy równaniem (3) będzie miała zatem postać:

$$F_{1,2}(z) = F_1(z) + F_2(z) - F_1(z) \cdot F_2(z) \quad (\text{B14})$$

Wstawiając funkcję dystrybuanty $F_{1,2}(z)$ do równania odnoszącego się do SGP trójprocesowej – pochodzącego z zestawu równań modelu n -modalnego (4)) o postaci:

$$f_{1,3}(z) = f_{1,2}(z) \cdot (1 - F_3(z)) + f_3(z) \cdot (1 - F_{1,2}(z)) \quad (\text{B15})$$

otrzymuje się:

$$f_{1_3}(z) = (f_1(z) \cdot (1 - F_2(z)) + f_2(z) \cdot (1 - F_1(z))) \cdot (1 - F_3(z)) + f_3(z) \cdot (1 - (F_1(z) + F_2(z) - F_1(z) \cdot F_2(z))) \quad (\text{B16})$$

Po przekształceniu:

$$f_{1_3}(z) = f_1(z) \cdot (1 - F_2(z)) \cdot (1 - F_3(z)) + f_2(z) \cdot (1 - F_1(z)) \cdot (1 - F_3(z)) + f_3(z) \cdot (1 - F_1(z)) \cdot (1 - F_2(z)) \quad (\text{B17})$$

MULTI-MODAL APPROACH TO DESCRIPTION OF SURFACE TEXTURE

Summary

This paper presents a new multi-modal approach to the description of the surface texture. An analysis of the existing in these scope solutions was done, paying special attention to the advantages and disadvantages of each of them. The examples of the use of a new model for the analysis of computer-modelled surface texture were presented. These examples prove that the model works well for surfaces containing textures with periodic and random nature of the distribution of ordinates. The directions of further research and the possibilities of using the introduced model were specified.

Keywords: surface texture, multi-modal model

DOI: 10.7862/rm.2018.03

Otrzymano/received: 14.11.2017

Zaakceptowano/accepted: 20.12.2017

Irena NOWOTYŃSKA¹
Łukasz BĄK²
Tomasz TRZEPIECIŃSKI³
Sergei BOSIAKOW⁴

WPLYW ODKSZTAŁCENIA BLACHY STALOWEJ NA ZMIANĘ STRUKTURY GEOMETRYCZNEJ POWIERZCHNI W WARUNKACH KONTAKTU POWIERZCHNI SFERYCZNEJ Z POWIERZCHNIĄ PŁASKĄ

W artykule przedstawiono eksperymentalną i numeryczną analizę wpływu odkształcenia na zmianę struktury geometrycznej powierzchni blachy stalowej głębokotłocznej w warunkach kontaktu sztywnej powierzchni kulistej z powierzchnią blachy. Zmianę struktury geometrycznej powierzchni przeanalizowano dla różnych wartości obciążenia. Wyniki symulacji numerycznych kontaktu powierzchni sferycznej z chropowatą powierzchnią blachy wykazały, że wraz ze wzrostem siły nacisku strefa odkształceń plastycznych ulega powiększeniu. Początkowo odkształceniom plastycznym ulegają jedynie wzniesienia struktury geometrycznej powierzchni. Umocnienie odkształceniowe w warstwie wierzchniej wraz ze zwiększeniem obciążenia skutkuje wystąpieniem odkształcenia blachy w obszarach podpowierzchniowych.

Słowa kluczowe: blacha głębokotłoczna, metoda elementów skończonych, chropowatość powierzchni

1. Wprowadzenie

Mechanika kontaktów między chropowatymi powierzchniami jest zagadnieniem o dużym znaczeniu w inżynierii, ponieważ zjawiska powierzchniowe w technologii silnie zależą od topologicznych właściwości stykających się powierzchni. Podczas kontaktu dwóch powierzchni dochodzi do mikrometrycznych odkształceń na skutek sił obciążających powierzchnię. Odkształcenia w kontakcie

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Irena Nowotyńska, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651894, e-mail: i_nowot@prz.edu.pl

² Łukasz Bąk, Politechnika Rzeszowska, e-mail: lbak@prz.edu.pl

³ Tomasz Trzepieciński, Politechnika Rzeszowska, e-mail: tomtrz@prz.edu.pl

⁴ Sergei Bosiakow, Belarusian State University, e-mail: bosiakov@bsu.by

zależą od właściwości stykających się materiałów (modułu Younga, stałej Poissona, granicy plastyczności, wytrzymałości na rozciąganie), sumy krzywizn stykających się ciał oraz od stanu naprężeń [1].

Pierwsze badania nad kontaktem między dwoma elastycznymi sferami rozpoczął Hertz [2]. Później wielokrotnie wykorzystywano w pracach teorię Hertza, tworząc modele sprężysto-plastyczne, plastyczne, jak również modele zapewniające ciągłość pomiędzy pośrednimi stanami naprężeń. Ze względu na geometrię powierzchni będących w kontakcie tworzone coraz to nowsze modele kontaktu, począwszy od kontaktu pomiędzy sferami, poprzez badania kontaktu pomiędzy gładką sferą i gładką płaską powierzchnią w pełnym zakresie odkształceń [3], do modelowania tarcia pomiędzy chropowatymi powierzchniami. W ostatnim przypadku wykorzystano kontakt pomiędzy sferyczną a płaską powierzchnią, z uwzględnieniem podstawowych parametrów chropowatości [4]. Opracowane modele dotyczyły także kontaktu pomiędzy sferyczną a płaską powierzchnią, z uwzględnieniem parametrów opisujących nośność powierzchni [5]. W obecnie wykorzystywanych modelach kontaktu zastosowanie obliczeń Hertza jest uproszczeniem w zakresie odkształceń sprężystych i dlatego jest często stosowane w analizie kontaktu chropowatych powierzchni, rozpatrywanych z punktu widzenia pojedynczych mikronierówności [2, 6]. Opierając się na założeniach Hertza, Greenwood i Williamson (GW) rozpoczęli badania dotyczące kontaktu chropowatych powierzchni [7]. Model GW potwierdza prawidłowość założenia, że kontakt pomiędzy dwoma chropowatymi powierzchniami może być zastąpiony równoważnym kontaktem powierzchni sferycznej i płaskiej [8]. Do analizy kontaktu nierzadko są wybierane takie parametry, jak: siła pomiędzy kontaktującymi się powierzchniami, rzeczywista powierzchnia kontaktu czy zbliżenie powierzchni. W badaniach nad modelowaniem kontaktu powierzchni sferycznych jako jeden z parametrów kontaktu brano pod uwagę wartość krytycznego zbliżenia [9], opisującego dopuszczalne odkształcenie. W innych pracach, np. nad wyznaczeniem momentu zmiany stanu naprężenia w tzw. modelach sprężysto-plastycznych, kontakt dodatkowo charakteryzuje współczynnik plastyczności [7], który został dokładnie wyznaczony w pracy [10]. Inne badania kontaktu dotyczą zużycia warstwy materiału, formowania powierzchni w wyniku jej zużycia [11], jak również określenia stabilności kontaktu z tarciem [12].

Trwały rozwój modeli kontaktu jest powodowany rosnącymi możliwościami dokładnych obliczeń i coraz pełniejszym poznawaniem warunków pracy urządzeń. Z kolei zwiększenie zakresu analiz o nowe parametry kontaktu zwiększa złożoność obliczeń. Ponadto uwzględnienie chropowatości powierzchni w analizach kontaktu bardzo komplikuje obliczenia analityczne i powoduje poszukiwanie metod wspomagających obliczenia, np. MES. Jedną z pierwszych prac, które dostarczyły dokładnego wyniku dotyczącego elastyczno-plastycznego kontaktu półkuli i sztywnej płaskiej powierzchni przy użyciu MES było badanie Koguta i Etsiona [9]. Zastosowanie metody elementów skończonych do analizy kontaktu pomiędzy powierzchniami wykorzystano w wielu pracach [13-16]. W pracy [14]

przedstawiono modelowanie kontaktu przedmiotu i ustalacza (zderzaka) w procesie ustalania położenia.

Blachy głębokotłoczne w większości charakteryzują się zmienną strukturą geometryczną powierzchni w odniesieniu od kierunku walcowania. Ponadto chropowata powierzchnia wpływa na zmianę powierzchni kontaktu wraz ze zmieniającym się obciążeniem. Niniejsza praca dotyczy analizy wpływu odkształcenia blachy na sprężysto-plastyczny kontakt powierzchni sferycznej z powierzchnią płaską. W badaniach eksperymentalnych określono odkształcenia powierzchniowe struktury geometrycznej powierzchni dla różnych poziomów obciążenia. W celu dokładnego określenia mechanizmu odkształcenia wykonano symulacje numeryczne kontaktu powierzchni sferycznej z powierzchnią blachy metodą elementów skończonych (MES), z zastosowaniem modelu odzwierciedlającego rzeczywistą strukturę geometryczną powierzchni zastosowanej blachy.

2. Badania eksperymentalne

Badania eksperymentalne przeprowadzono dla blachy stalowej głębokotłocznej DC04. Właściwości mechaniczne blachy zastosowanej w badaniach określono na podstawie próby jednoosiowego rozciągania w trzech kierunkach w odniesieniu do kierunku walcowania (tab. 1.).

Tabela 1. Właściwości mechaniczne blachy stalowej DC04

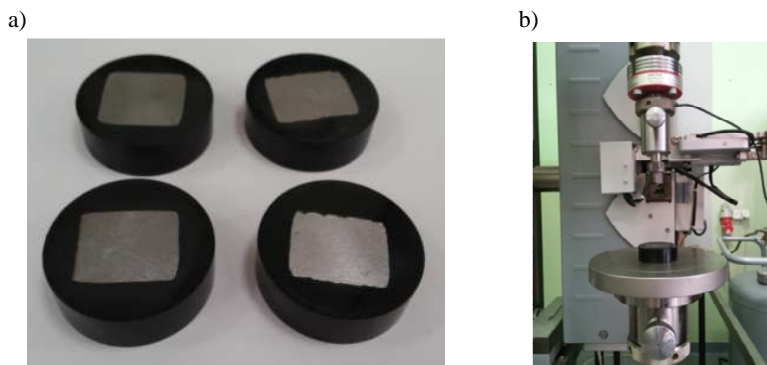
Table 1. Mechanical properties of DC04 steel sheet

Parametr	Orientacja próbki (względem kierunku walcowania)			
	0°	45°	90°	średnia
Granica plastyczności $R_{p0,2}$, MPa	182,1	196	190	189,9
Wytrzymałość na rozciąganie R_m , MPa	322,5	336,2	320,9	326,5
Wydłużenie A_{50} , %	45,8	41,6	45,6	44,3
Współczynnik umocnienia C , MPa	549,3	564,9	541,6	555,2
Wykładnik umocnienia n	0,214	0,205	0,209	0,208
Współczynnik Lankforda r	1,751	1,124	1,846	1,461

Właściwości tribologiczne zostały wyznaczone eksperymentalnie z użyciem tribotestera T01-M. W badaniach współczynnik tarcia wyznaczono w funkcji położenia kąta względem kierunku walcowania blach.

Badania eksperymentalne dotyczące kontaktu pomiędzy powierzchnią sferyczną i powierzchnią płaską zrealizowano w teście wciskania kulki o średnicy 6 mm. Badania przeprowadzono dla blachy z gatunku DC04 o grubości 2 mm, z której przygotowano próbki do badań, o wymiarach ok. 20 mm x 25 mm, i zainkludowano w tworzywie (rys. 1a). Testy zrealizowano na maszynie wytrzymałościowej Zwick Roell Z030 w trybie ściskania, w której zastosowano specjalne

oprzyrządowanie (rys. 1b). W trakcie realizacji prób rejestrowano siły wciskania w funkcji przemieszczenia w czasie rzeczywistym. Dla każdej próbki wykonano próbę wciskania kulki z maksymalnym obciążeniem, równym 60, 80, 100, 125, 150, 200, 250 oraz 300 N. Strukturę geometryczną blachy nieodkształconej oraz po teście wciskania kulki analizowano za pomocą mikroskopu optycznego Alicona Infinite Focus.



Rys. 1. Realizacja badań eksperymentalnych: a) próbki przeznaczone do badań, b) oprzyrządowanie pomiarowe na maszynie wytrzymałościowej

Fig. 1. Experimental investigation of indentation test: a) specimens, b) measurement equipment mounted in testing machine

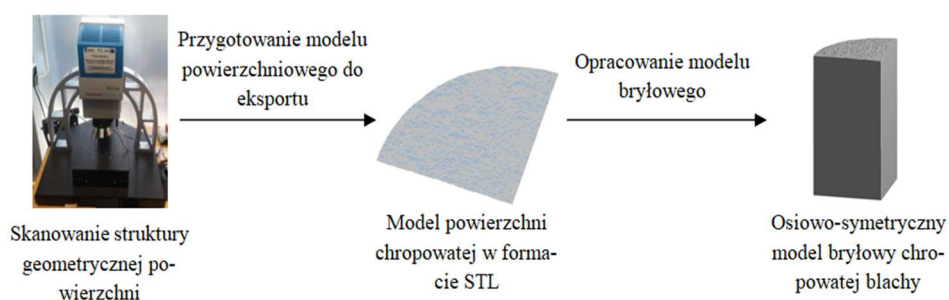
3. Modelowanie numeryczne

Symulacje numeryczne odkształceń podczas kontaktu powierzchni sferycznej z powierzchnią płaską przeprowadzono, wykorzystując model chropowatej powierzchni odzwierciedlającej rzeczywistą powierzchnię blachy zastosowanej w badaniach eksperymentalnych. Przygotowanie modelu CAD jako pliku wejściowego do analizy numerycznej przedstawiono schematycznie na rys. 2. W pierwszym etapie powierzchnia blachy została zeskanowana za pomocą mikroskopu optycznego Alicona Infinite Focus. Uzyskaną geometrię powierzchni poddano dalszej obróbce w dedykowanym do skanera oprogramowaniu IF Measurement Suite, w którym przygotowano obszar powierzchni odpowiedni do analizy osiowosymetrycznej (wycinek $\frac{1}{4}$ koła). Następnie wygenerowano triangulacyjny model powierzchni w formacie STL, który stanowił podstawę do modelowania bryłowego wycinka blachy o chropowatej powierzchni.

Przygotowanie modelu bryłowego do analiz numerycznych przeprowadzono w oprogramowaniu Autodesk Inventor Professional. Modelowanie, opierające się na wygenerowanym modelu powierzchniowym STL przysparza wielu problemów, dlatego model triangulacyjny zastąpiono powierzchnią opisaną za pomocą splajnów, wykorzystując narzędzie dopasowania powierzchni do siatki (ang. *Fit*

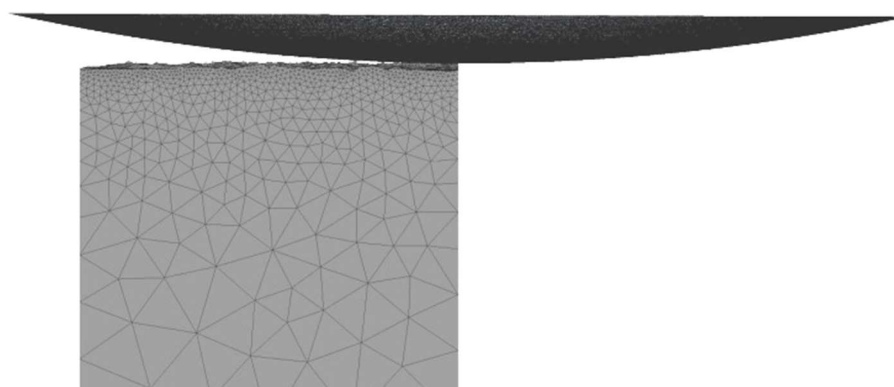
to *Mesh Face*). Tolerancja wygenerowanej powierzchni w stosunku do modelu wejściowego STL wynosiła $0,5 \mu\text{m}$. W kolejnym etapie zamodelowano bryłę w postaci ćwierci walca, a chropowatą strukturę geometryczną na powierzchni uzyskano przez jego przecięcie wcześniej wygenerowaną powierzchnią.

Analizy numeryczne wciskania powierzchni sferycznej w powierzchnię płaską wykonano za pomocą komercyjnego oprogramowania Ansys Workbench. Dla przygotowanego modelu chropowatej blachy przyjęto symetryczne warunki brzegowe. Dodatkowo zamodelowano pełną powierzchnię sferyczną o promieniu 3 mm jako sztywną (rys. 3.). Przyjęto sprężysto-plastyczny model materiałowy. Właściwości sprężyste materiału zdefiniowano przez moduł Younga ($E = 200 \text{ GPa}$) oraz współczynnik Poissona ($\nu = 0,3$). Krzywą odkształceń plastycznych zdefiniowano w próbie jednoosiowego rozciągania.



Rys. 2. Schemat przygotowania modelu bryłowego do analiz numerycznych

Fig. 2. Scheme of preparation the solid model for numerical analysis



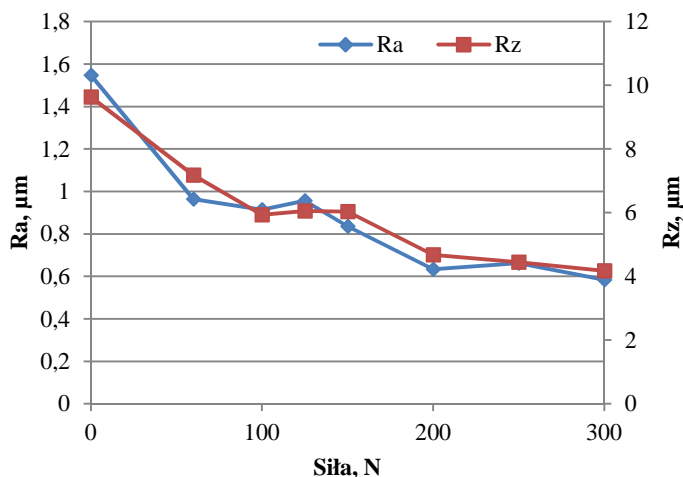
Rys. 3. Model MES zastosowany w analizie kontaktu powierzchni sferycznej z powierzchnią płaską

Fig. 3. FEM model used for contact analysis of sphere against deformable flat

Dyskretyzację modelu chropowatej powierzchni blachy wykonano przy użyciu elementów czworościennych 10-węzłowych w liczbie 227 820, natomiast dla powierzchni sferycznej zastosowano siatkę elementów skończonych zbudowaną z elementów trójkątnych (rys. 3.). W analizie przyjęto izotropowy model kontaktu Coulomba, gdzie założono współczynnik tarcia na poziomie $\mu = 0,1$.

4. Wyniki i ich analiza

Kontakt powierzchni kulki z powierzchnią blachy znacząco wpływa na zmianę parametrów chropowatości w obszarze odcisku (rys. 4.). Wartości parametrów chropowatości powierzchni Ra oraz Rz mierzonych na dnie odcisku maleją wraz ze wzrostem siły wciskania kulki (rys. 5.). Spadek wartości Ra i Rz świadczy o odkształcaniu wzniesień struktury geometrycznej powierzchni. Wciskanie kulki z siłą na poziomie 60 N pozostawia widoczny ślad na powierzchni badanej próbki (rys. 5a). Wzrost siły nacisku kulki na powierzchnię blachy powoduje jej odkształcenie (rys. 5b), przy czym dla sił wciskania do wartości 150 N wysokość wgniecenia nie przekracza wartości parametru chropowatości Rz wyznaczonego dla blachy nieodkształconej. Na tej podstawie można wnioskować, że odkształceniu uległy jedynie wzniesienia struktury powierzchni blachy.

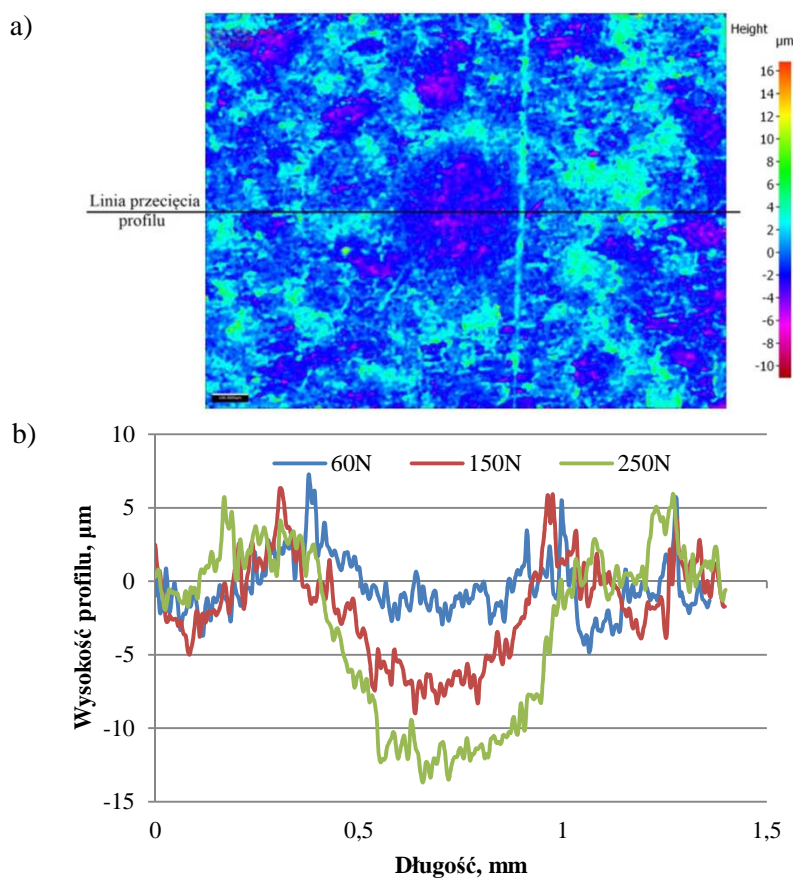


Rys. 4. Wpływ siły nacisku na wartość parametrów chropowatości Ra oraz Rz w obrębie wgniecenia

Fig. 4. The influence of normal load on Ra and Rz roughness parameters measured on indentation area

Pomimo znacznego zagłębienia kulki w przypadku sił nacisku 250 N oraz 300 N powierzchnia odcisku charakteryzuje się stosunkowo dużą chropowatością ($Ra = 0,59 \mu\text{m}$) w odniesieniu do polerowanej powierzchni wciskanej kulki

($R_a = 0,02$). Jest to spowodowane umocnieniem odkształceniowym wzniesień struktury powierzchni oraz zwiększeniem powierzchni kontaktu w trakcie ich odkształcenia, co może powodować odkształcenie blach w obszarach podpowierzchniowych.

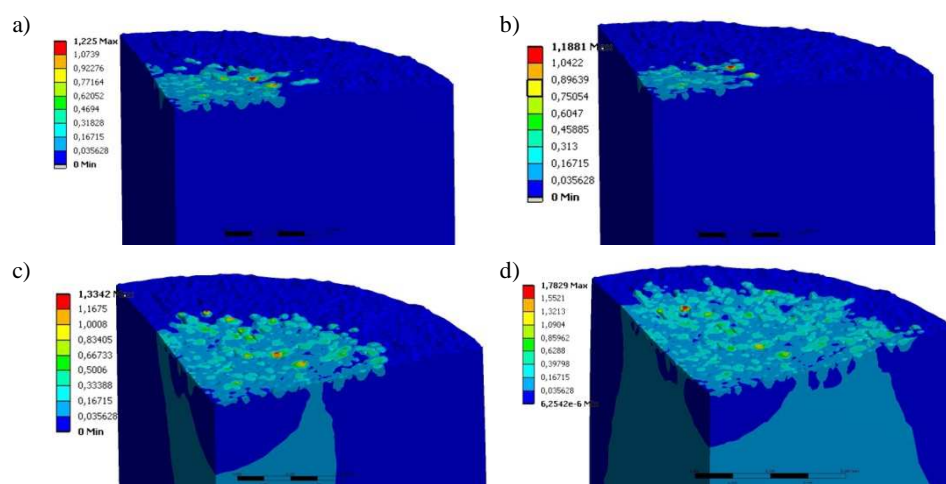


Rys. 5. Zdjęcie odcisku dla wgniecenia z siłą 60 N (a) oraz wpływ siły nacisku na głębokość wgniecenia (b)

Fig. 5. Optical micrograph of indentation for normal load 60 N and (a) and influence of normal load on indentation depth (b)

Symulacje numeryczne kontaktu powierzchni sferycznej z chropowatą powierzchnią blachy wykazały, że wraz ze wzrostem siły nacisku strefa odkształceń plastycznych rośnie (rys. 6.). Początkowo odkształceniom plastycznym ulegają jedynie wzniesienia struktury geometrycznej i warstwa wierzchnia blachy (rys. 6a, b). Umocnienie odkształceniowe w warstwie wierzchniej wraz ze zwiększaniem obciążenia skutkuje wystąpieniem odkształcenia blachy w obszarach

podpowierzchniowych (rys. 6c, d). Pomiędzy strefami odkształceń wierzchnich oraz podpowierzchniowych występują obszary nieulegające odkształceniom plastycznym. Niejednorodny rozkład naprężeń i odkształceń blachy jest uwarunkowany nieregularną strukturą na powierzchni blachy.



Rys. 6. Rozkład zredukowanych odkształceń plastycznych odkształczonej blachy: a) próba w trakcie obciążania siłą 60 N, b) próba w trakcie obciążania siłą 100 N, c) próba w trakcie obciążania siłą 150 N, d) próba po odciążeniu z odciskiem dla siły 250 N

Fig. 6. Distribution of equivalent plastic strain in sheet: a) indentation under load 60 N, b) indentation under load 100 N, c) indentation under load 150 N, d) indentation for unloaded surface after indentation with force 250 N

5. Podsumowanie

Wyglądanie wierzchołków nierówności struktury geometrycznej powierzchni obserwowane podczas kształtowania blach głębokotłocznych powoduje zwiększenie rzeczywistej powierzchni kontaktu blachy oraz narzędzia. Rzeczywiste pole powierzchni kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym zależy od stopnia wstępnego odkształcenia próbki, obciążenia oraz mechanizmów towarzyszących wzajemnemu przemieszczaniu się powierzchni blachy po powierzchni narzędzia. Wyniki symulacji numerycznych uwzględniających rzeczywistą chropowatość powierzchni wskazują, że po osiągnięciu określonej wartości siły nacisku obciążenie jest przenoszone przez wierzchołki nierówności. Blacha stalowa głębokotłoczna poddawana odkształceniom plastycznym podlega zjawisku umocnienia odkształceniowego. Umocnienie odkształceniowe wierzchołków nierówności sprawia, że odkształcenie plastyczne, które początkowo występuje w wierzchołkach nierówności, propaguje do warstwy podpowierzchniowej blachy.

Podziękowanie: Badania przeprowadzono w ramach grantu n° IRSES-GA-2013-610547 finansowanego przez 7. Program Ramowy Unii Europejskiej 7PR / 2007-2013 (People Programme – Marie Curie Actions).

Literatura

- [1] Mazur T.: Badania grubości warstwy wierzchniej odkształconej plastycznie po nagniataniu umacniającym, praca doktorska, Politechnika Radomska, Radom 2003.
- [2] Abdo J., Farhang K.: Elastic-plastic contact model for rough surfaces based on plastic asperity concept, *Int. J. Non-Linear Mech.*, 40 (2005) 495-506.
- [3] Kogut L., Etsion I.: Elastic-plastic contact analysis of a sphere and a rigid flat, *J. Appl. Mech.*, 69 (2002) 657-662.
- [4] Karpenko Y.A., Akay A.: A numerical model of friction between rough surfaces, *Tribology Int.*, 34 (2001) 531-545.
- [5] Sellgren U., Björklund S., Andersson S.: A finite element-based model of normal contact between rough surfaces, *Wear*, 254 (2003) 1180-1188.
- [6] Zahouani H., Sidoroff F.: Rough surfaces and elasto-plastic contacts, *C.R. Acad. Sci. Paris*, 2 (2001) 709-715.
- [7] Greenwood J.A., Williamson J.B.P.: Contact of nominally flat surfaces, *Proc. R. Soc. London A*, 295 (1966) 300-319.
- [8] Greenwood J.A., Tripp J.H.: The contact of two nominally flat rough surfaces, *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 185 (1971) 625-633.
- [9] Kogut L., Etsion I.: A finite element based elastic-plastic model for the contact of rough surfaces, *Tribol. Trans.*, 46 (2003) 383-390.
- [10] Kadin Y., Kligerman Y., Etsion I.: Unloading an elastic-plastic contact of rough surfaces, *J. Mech. Phys. Solids*, 54 (2006) 2652-2674.
- [11] Páczelt I., Mróz Z.: On optimal contact shapes generated by wear, *International J. Numerical Meth. Eng.*, 63 (2005) 1250-1287.
- [12] Mróz Z.: On the stability of friction contact, *J. Theor. Appl. Mech.*, 38 (2000) 315-329.
- [13] Kucharski S., Starzyński G.: Study of contact of rough surfaces: Modeling and experiment, *Wear*, 311 (2014) 167-179.
- [14] Maciołka P.: Wykorzystanie nośności powierzchni do uzyskania charakterystyki styku pomiędzy przedmiotem i ustalaczem położenia, *Inżynieria Maszyn*, 15 (2010) 53-66.
- [15] Peia L., Hyunb S., Molinaria J.F., Robbins M.: Finite element modeling of elasto-plastic contact between rough surfaces, *J. Mech. Phys. Solids*, 53 (2005) 2385-2409.
- [16] Poullos K., Klit P.: Implementation and applications of a finite-element model for the contact between rough surfaces, *Wear*, 303 (2013) 1-8.

THE INFLUENCE OF DEFORMATION OF STEEL SHEET ON THE CHANGE OF THE SURFACE TEXTURE IN CONTACT BETWEEN A SPHERE AND A FLAT SURFACE

S u m m a r y

This article presents an experimental and numerical analysis of the influence of deformation on the change of surface texture of the deep-drawing steel sheet under contact between a rigid spherical surface against the flat sheet surface. The change in the surface texture was analyzed for different load values. The results of numerical simulations of the contact of the sphere with the rough sheet surface shown that the zone of plastic deformation increases with an increase of the pressure force. Initially, only asperities of surface roughness were plastically deformed. Work hardening of material in the surface layer and increasing of the load result in the deformation of the sheet in the subsurface area.

Keywords: deep-drawing sheet, finite element method, surface roughness

DOI: 10.7862/rm.2018.04

Otrzymano/received: 05.12.2017 r.

Zaakceptowano/accepted: 20.12.2017 r.

Jan SLOTA¹
Marek ŠISER²

INFLUENCE OF FRICTION CONDITION ON FAILURE LOCATION OF AA5754 ALUMINIUM SHEET IN NAKAJIMA TEST

This paper presents the results of numerical and experimental investigations on the influence of friction on failure location in Nakajima formability tests. Finite element (FE) simulations were performed using commercial explicit dynamic FE code. The numerical results obtained from the FE simulation were compared with experimental data from Nakajima tests. A 3D digital image correlation system ARAMIS was used in experiments. The location of failure on the sample was detected depending on friction conditions. The studies confirmed that the crack location near the centre of the specimen as required by the ISO standard could be obtained for low values of the friction coefficient. The numerical simulation combined with the inverse analysis was used to estimate a real value of the friction coefficient in the Nakajima formability test.

Keywords: Nakajima test, friction, strain paths, failure, FE simulation

1. Introduction

Aluminium alloys are used in automotive structural applications because of their combination of density, strength, and formability. Thus, the use of aluminium and the associated weight reduction significantly improves the fuel economy of the vehicles. An important technological feature of these sheets is the formability [1]. Sheet metal formability is the ability of the sheet to undergo deformation without defects and still belongs to the main scope of research in sheet forming. Even if there are many concepts of formability prediction, strain based forming limit diagrams (FLDs) are most often used in engineering practice to evaluate the sheet formability [2]. In metal forming operations the forming limit curve (FLC) is frequently selected as the formability limit because both localized deformation and extreme thickness reduction may compromise the part utility. The FLC is widely plotted as a single curve which represents the beginning of

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Jan Slota, Technical University of Košice, Mäsiarska 74, 040 01 Košice, Slovakia, e-mail: jan.slota@tuke.sk

² Marek Šiser, Technical University of Košice, e-mail: marek.siser@tuke.sk

plastic instability, or by definition it delineates the boundary of uniform straining and the onset of local necking. The region under this curve corresponds to admissible deformation while the upper region usually represents undesirable deformation. The location of the points representing principal strains concerning the FLC allows determining the probability of defects in the form of necking or sheet metal fracture. Formability of metal sheets is studied experimentally using various tests, including uniaxial tensile test, hydraulic bulge test, different hemispherical dome tests such as Erichsen [3], Nakajima [4] or punch stretching methods such as Marciniak test [4].

To determine the formability of sheet metals, the FLCs, determined by using formability tests, are used. These curves define the safe conditions of deformation regarding principal strains. In the punch stretching test the specimen is stretched using a punch until the occurrence of fracture. Different specimen geometry leads to various strain paths. Formability tests results are influenced by friction or, in general, by the tribological properties between the tool and the specimen. Friction changes the location of failure and strain paths in a tested specimen. Strain paths influenced by friction are an undesired phenomenon in forming tests, therefore different measures are taken to reduce friction. In the Nakajima test, either oil, grease or polymer foils should be used as lubricant systems. Friction conditions should be adjusted so that fracture occurs within a distance less than 15% of punch diameter away from the centre of the specimen [4]. Using zero friction, we can locate a failure in the centre of the sample with strain paths at the fracture point. Failure location is very dependent on friction conditions. Even small friction can lead to an increase the displaces of the fracture location [2, 5]. The aim of this study is to investigate the influence of friction conditions on fracture location during Nakajima test and their influence on strain paths in the specimen.

To improve the quality of sheet metal forming analysis, some works on failure analysis have been reported by the authors in [5-7]. In these works, various procedures for limit strain prediction are discussed, such as theoretical/analytical methods, experimental methods, and FE simulations. Special attention is paid to the material modelling, the effect of element size, and the impact of friction on the failure behaviour of sheet metal. It was shown that the limit strains from the numerical simulations are dependent on the resolution of the finite element mesh during the neck creation phase. Furthermore, it is shown how material data have some impact on the results, and also how small changes in friction conditions also impact the origin of the failure. To compare the resulting limit strains, Nakajima tests were simulated. Considerable differences between the predicted FLC results by the various modelling options were observed. These facts illustrate the complexity of the problem.

2. Objectives and approach

The Nakajima test represents a stretching operation up to fracture which is used for the determination of forming limit diagrams. The tools used in the Nakajima test include a hemispherical punch, a blankholder, and a die. In this study, seven simulations with different blank specimens with widths of the middle section of 45, 60, 75, 90, 110, 130 and 180 mm are conducted. The major and minor principal strains recorded at the end of each of these simulations correspond to a point on the FLD.

Nakajima type formability tests were carried out for the aluminium alloy sheets mostly used in automotive industry for stamping of car body parts. Figure 1 shows the geometry of the tool and specimens used in the tests. The use of specimens of different widths allows us to obtain failure for different strain paths. These tests were performed with lubricant according to standard ISO 12004-2:2008. The objective of the numerical simulations was to identify value of the friction coefficient in the test and study its effect on the location of the fracture. The value of the friction coefficient significantly depends on fracture location on the tested sample. For this experiment, an automotive sheet from the aluminium alloy was used. The specimens were made of AA5754 H11 aluminium alloy sheet with the thickness of 0.8 mm. This sheet was supplied in the form of a rolled sheet produced by hot and cold rolling, and subjected to H11-temper i.e., annealing at 340°C for two hours followed by air cooling. The chemical composition of the AA5754 H11 aluminium alloy is listed in Tab. 1. Basic mechanical properties of the sheet material are listed in Tab. 2.

Table 1. Chemical composition of the AA5754 H11 aluminium alloy

Element	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
wt.%	0.4	0.4	0.1	0.5	2.6-3.6	0.3	0.2	<0.15	balance

Table 2. Mechanical properties of the AA5754 H11 aluminium alloy

Specimen orientation	R _{p0.2} (Re) [MPa]	R _m [MPa]	A ₈₀ [%]	n [-]	C _m [MPa]	r [-]
0°	146	231	19.6	0.283	438.28	0.655
45°	136	220	26.1			0.904
90°	137	222	25.4			0.723

A diameter of specimens was 205 mm and all of them were cut parallel to the rolling direction, as shown in the Fig. 1. Nakajima formability tests were carried out on universal sheet metal testing machine Erichsen 145-60 (Fig. 2) with non-contact measuring system based on digital image correlation. Experimental

results were compared with FEM simulation. The dynamic explicit code was used to predict the position of failure and various friction values were set in FEM code. Combined triangular and quadrilateral element type was used in both tool and blank mesh. The parameters set in the numerical model of formability test are described in the Tab. 3. It is known [8] that the limit strains determined in the FE simulations are dependent on the resolution of the finite element mesh. So, special attention should be paid to the effect of element size. The importance of material modelling and the impact of friction on the failure behaviour deserves proper attention.

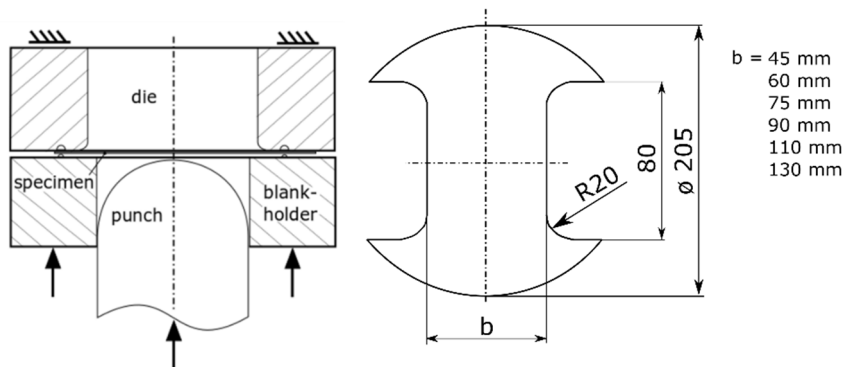


Fig. 1. Experimental tool (left) and dimensions of specimens (right) used for determination of the forming limit curve

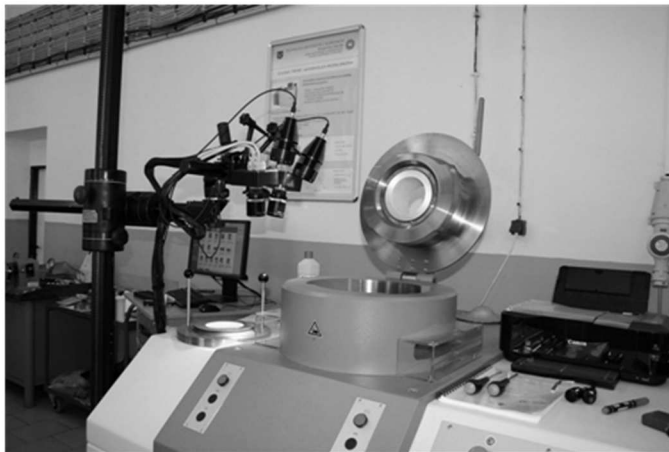


Fig. 2. Universal test machine Erichsen 145-60 with ARAMIS system

Table 3. Parameters defined in the numerical model

Parameter	Value	Parameter	Value
Mesh type	Triangular/Quadrilateral	Element type	Shell
Mesh size	4 mm	Friction coefficient	Variable
Level of refinement	3	Yield curve	Vegter-Lite
Mesh size after refinement	0.5 mm	Hardening curve	Krupkowski
Number of integration points	5	Tool mesh	0.5 mm

3. Results and discussion

Nakajima formability tests were carried out for all type of specimens. The mean surface roughness of sheets used in the experiment was $R_a = 0.3 \mu\text{m}$. Total height of the profile was $R_t = 1.7 \mu\text{m}$. In tests, 0.5-mm-thick PTFE foil and grease were used to decrease friction conditions between hemispherical punch and specimen. The diameter of the punch is 100 mm. Seven samples with a width range from 45 to 180 mm have been used to build the FLC. The specimens after Nakajima tests used in comparison with the numerical results are presented in Fig. 3. The strains on the surface of specimens have been measured using the ARAMIS system (GOM, Germany). The experimental FLC was built using the ARAMIS system according to ISO 12004:2008 standard [4]. The fractures of the samples were located in the centre, respectively in the close area and all fractures meet the conditions specified in the relevant standard [4]. This means, that they were located within the defined range of 15% from centre (pole) of the specimen.

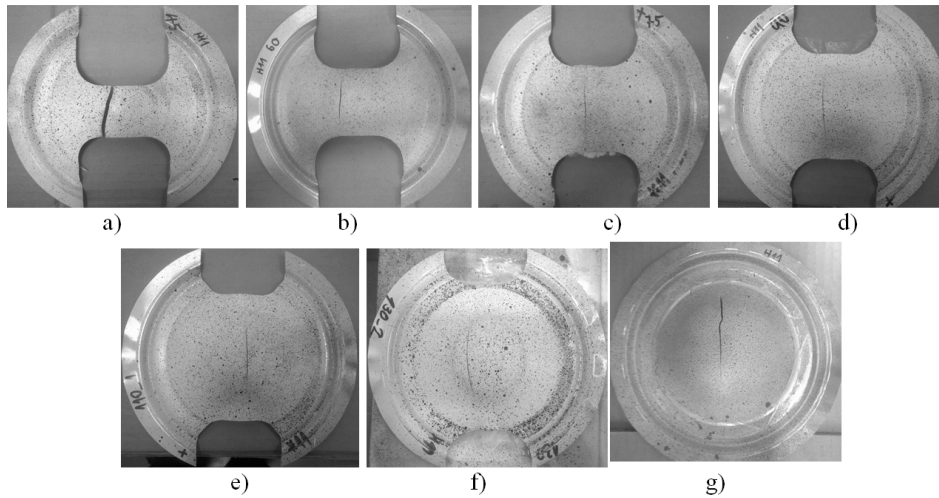


Fig. 3. Fractured surfaces of AA5754 H11 specimens with different width (in mm): a) 45, b) 60, c) 75, d) 90, e) 110, f) 130, g) circular with diameter of 180 mm

The FE simulations were performed using explicit dynamic finite element code. The tested sheets were discretized with the quadrilateral shell elements. The material was considered assuming the Vegter lite constitutive model with planar anisotropy. The hardening curves were extrapolated with Krupkowski (Swift) power law. The numerical simulations were performed for all type of specimens according to Fig. 1. The level of stamping at which the failure, in the form of necking, is achieved in the numerical simulation was assessed using section method. Determination of the onset of localized necking was shown for all specimens and evolution of the major principal strains in the failure zone of this specimen is given in Fig. 4a-g.

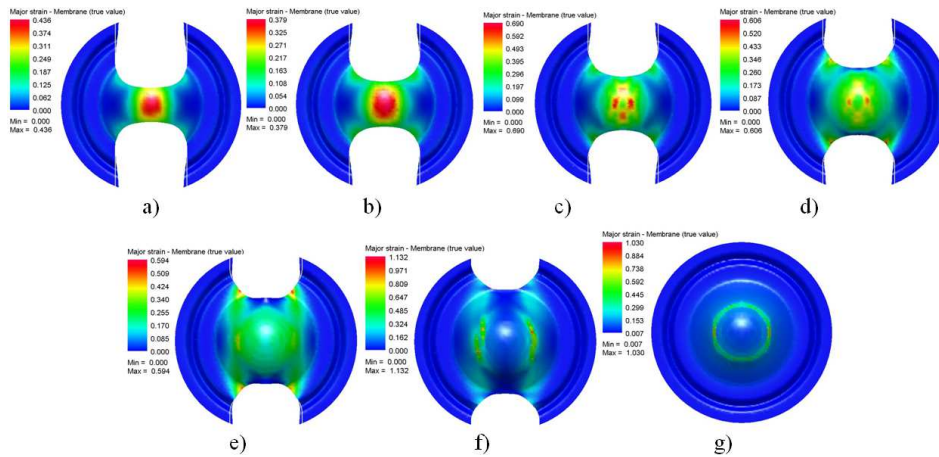


Fig. 4. Major principal strain distribution on specimens of different geometry (width in mm): a) 45, b) 60, c) 75, d) 90, e) 110, f) 130, g) circular with diameter of 180 mm

The critical strain values were similarly achieved in the experiment. The strain path for the most deformed areas of these samples to the critical area was indicated in the FLD, and is shown in Fig. 6. To obtain strain paths as close as possible to experimental strain paths, the calibration procedure was performed. Friction conditions between punch and sheet were analysed for several friction coefficient values and through the inverse analysis it was found, that for specimen with width of 110 mm, friction coefficient answered the value of friction coefficient $\mu = 0.05$ and for the full circular specimen $\mu = 0.04$. The values of limit strains achieved numerically were compared with limit strains obtained experimentally and with FLC. The values of the numerically obtained strain paths were quite similar to the experimental FLC for strain paths close to the plain strain. The experimental strains obtained by the criterion are close to the values of strains before the fracture. The numerical results of the Nakajima simulations with the minor principal strain distribution are depicted in Fig. 5a-g.

The various friction conditions change strain paths and failure location in the specimen. Changes in strain paths dependent on friction are shown in Fig. 6.

Constant friction can often produce reliable results. However, the value of the constant Coulomb friction coefficient is unknown in advance and must be inversely modelled by studying the output from a real die or applied with extensive experience, often adapted based on a trial-and-error approach. Therefore, one of the main reasons for a physically-based friction model is to predict the friction conditions in a simulation before a die is fabricated [9, 10].

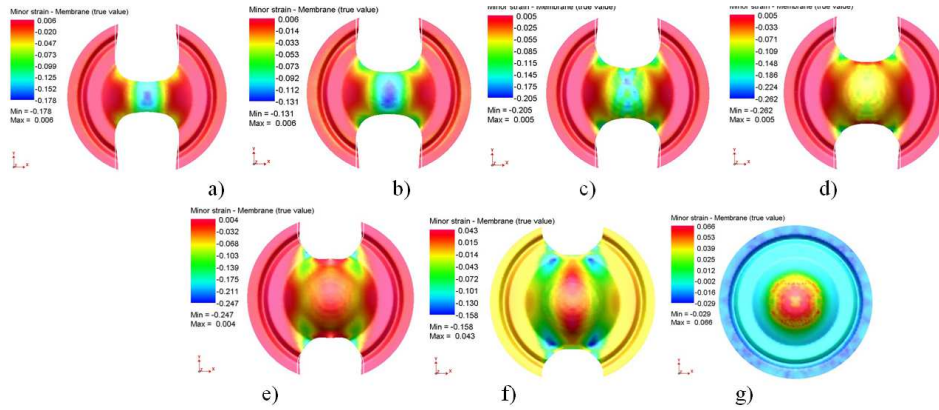


Fig. 5. Minor principal strain distribution on specimens of different geometry (width in mm): a) 45, b) 60, c) 75, d) 90, e) 110, f) 130, g) circular with diameter of 180 mm

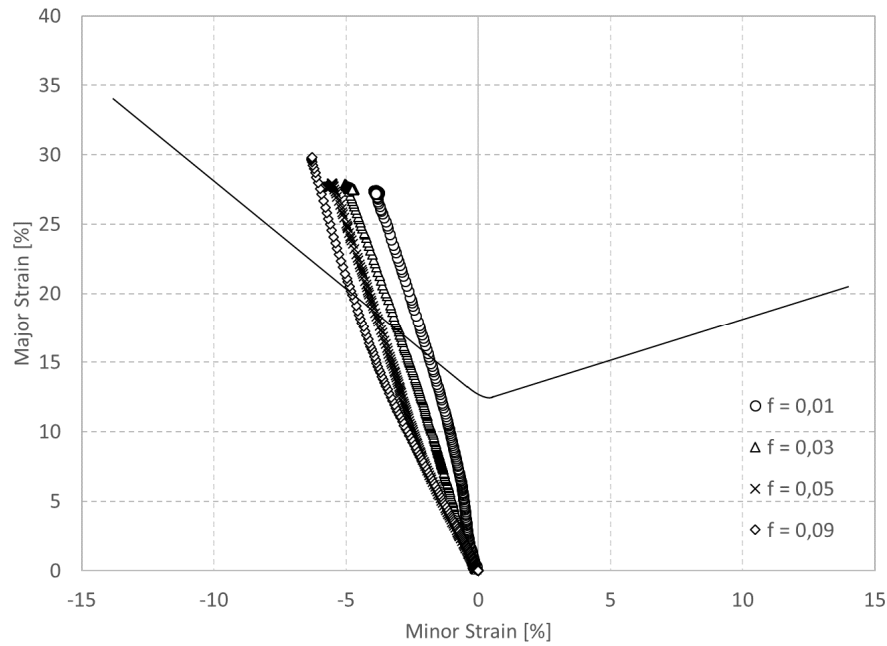


Fig. 6. Comparison of experimental FLC with simulated strain paths of 110-mm-width specimen with the different coefficient of friction

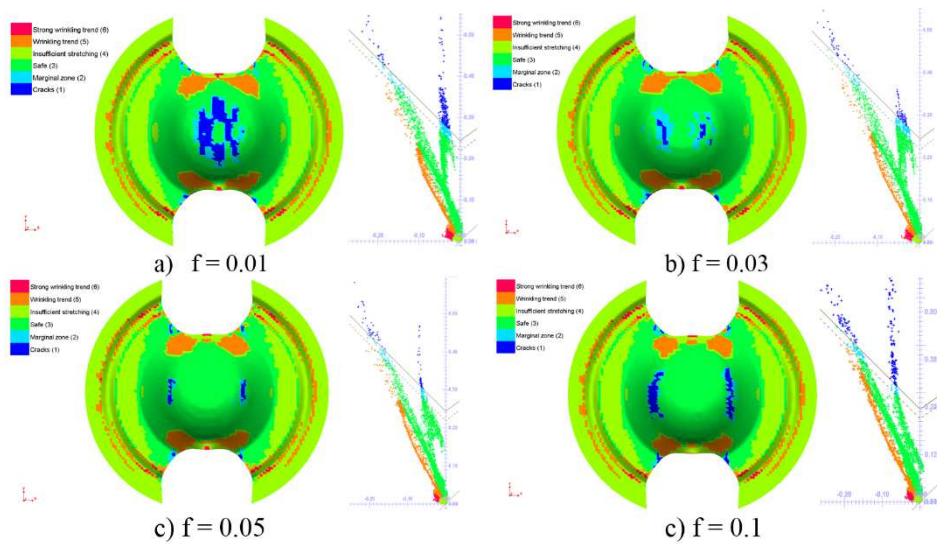


Fig. 7. Effect of the value of friction coefficient on the location of failure area in the Nakajima test

One of the goals of FE simulations was to determine the value of friction coefficient obtained in the real experiment. For this reason, FE simulations were performed with friction coefficients range from 0.01 to 0.1, graded at 0.01. From the results, it is clear that the closest to the real experiment was the results obtained with friction coefficients of 0.04 to 0.05. Figure 7 shows the FE simulation results with the different coefficient of friction on a 110 mm specimen at the end phase of the test. In general, it can be seen that the numerical FLC overestimate critical strains determined experimentally. This is understandable, since different failure criteria can lead to different FLCs. For example, according to [5, 7], the criteria of the time dependent methods predict higher critical strains than other methods.

4. Conclusion

The analysis of numerical results obtained in simulations of Nakajima tests performed for the selected specimens confirms the validity of the numerical model. The numerical prediction of the strain distribution and failure is close to the experimental results. Results presented in this paper allow the following conclusions to be drawn:

- The friction coefficient greatly affects the failure location. With a decreasing the friction coefficient value, the location of failure is closer to the apex of a dome. It should be noted that a constant friction coefficient was specified in the FE model, which may lead to distortion of actual friction coefficient. In the future work, it would be advisable try to specify friction as a function of deformation, pressure, temperature and so on and track

the response on the simulation model. There is also another approach where a friction model (sheet metal-lubrication-tool) is first created and then exported to the FEM software [9].

- Strain path depends on the friction coefficient. The higher friction coefficient, the higher levels of strains can be reached.
- The combination of PTFE foil + grease corresponds to friction coefficient value of 0.04-0.05, which is confirmed by FE simulation.

Acknowledgement: This paper is the result of the implementation of projects VEGA 1/0441/17 and APVV-14-0834.

References

- [1] Brusilová A., Schrek A., Švec P. et al.: Deep-drawing process simulation for tailor-welded blanks with an elastic blankholder, *Strength Mater.*, 85 (2017) 586-593.
- [2] Lumelskij D. et al.: Detection of strain localization in Nakazima formability test – experimental research and numerical simulation, *Procedia Eng.*, 183 (2017) 89-94.
- [3] STN EN ISO 20482. Metallic materials – Sheet and strip – Erichsen cupping test, 2003.
- [4] STN EN ISO 12004-2. Metallic materials – Sheet and strip – Determination of forming limit curves. Part 2: Determination of forming-limit curves in the laboratory, 2008.
- [5] Larsson M., Mattiasson K., Sigvant M.: Some observations on failure prediction in sheet metal forming, 6th European LS-DYNA Users' Conference, 2007, pp. 93-102.
- [6] Situ Q., Jain M., Metzger D.: Determination of forming limit diagrams of sheet materials with a hybrid experimental-numerical approach, *Int. J. Mech. Sci.*, 53 (2011) 707-719.
- [7] Slota J., Jurcisin M., Spisak E. et al.: Experimental FLC determination of high strength steel sheet metal, *Acta Metall. Slovaca*, 18 (2012) 200-209.
- [8] Mattiasson K., Jergéus J., DuBois P.: On the prediction of failure in metal sheets with special reference to strain path dependence, *Int. J. Mech. Sci.*, 88 (2014) 175-191.
- [9] Pilthammar J., Sigvant M., Kao-Walter S.: Introduction of elastic die deformations in sheet metal forming simulations, *Int. J. Solids Structures*, 131 (2017) in press, <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2017.05.009>.
- [10] Hol J., Meinders V.T., Geijselaers H.J.M. et al.: Multi-scale friction modeling for sheet metal forming: The mixed lubrication regime, *Tribology Int.*, 85 (2015) 10-25.

WPLYW WARUNKÓW TARCIA NA LOKALIZACJĘ USZKODZENIA BLACHY ALUMINIOWEJ AA5754 W TEŚCIE NAKAJIMA

Streszczenie

W pracy przedstawiono numeryczne i eksperymentalne badania wpływu tarcia na lokalizację uszkodzeń w teście Nakajima. Symulację numeryczną testu przeprowadzono przy użyciu komercyjnego jawnego dynamicznego kodu FE. Wyniki uzyskane z symulacji FE porównano z danymi doświadczalnymi. W badaniach eksperymentalnych wykorzystano system ARAMIS do optycznej korelacji obrazu 3D. Lokalizacja uszkodzenia próbki wykazała zależność od warunków tarcia. Badania potwierdziły, że położenie pęknięcia w pobliżu środka próbki, zgodnie z wymaganiami normy ISO, można uzyskać dla niskich wartości współczynnika tarcia. Do oszacowania rzeczywistej wartości współczynnika tarcia w teście odkształcalności według Nakajima zastosowano symulację numeryczną połączoną z analizą odwrotną.

Słowa kluczowe: test Nakajima, tarcie, droga odkształcenia, uszkodzenie, symulacja FE

DOI: 10.7862/rm.2018.05

Otrzymano/received: 20.04.2017

Zaakceptowano/accepted: 12.12.2017

Robert SMUSZ¹
Joanna WILK²
Paweł GIL³
Maria TYCHANICZ-KWIECIEŃ⁴
Paweł BAŁON⁵

BADANIA TERMOFIZYCZNE MATERIAŁÓW ZMIENNOFAZOWYCH W ASPEKCIE ICH ZASTOSOWAŃ W UKŁADACH DO ODZYSKU CIEPŁA ODPADOWEGO

W artykule zaprezentowano wyniki badań eksperymentalnych właściwości termofizycznych wybranych materiałów zmiennofazowych PCM (ang. *Phase Change Material*). Znajomość właściwości cieplnych materiałów zmiennofazowych jest niezbędna przy projektowaniu urządzeń akumulujących ciepło lub układów do odzysku ciepła odpadowego. Opracowywana koncepcja takiego urządzenia pracującego dodatkowo w układzie z odzyskiem ciepła odpadowego była podstawą do prowadzonych badań. W ramach pracy zostały wykonane pomiary przewodności, dyfuzyjności cieplnej, ciepła właściwego oraz gęstości. Badane materiały to: wosk plastyczny, cerezyna niskotopliwa oraz ksylitol i erytrytol. Do badań właściwości cieplnych materiałów zastosowano metodę gorącego drutu.

Słowa kluczowe: materiał zmiennofazowy, ciepło właściwe, przewodność cieplna, dyfuzyjność cieplna

1. Wprowadzenie

Akumulacja ciepła jest kluczowym procesem poprawiającym skuteczność wykorzystania energii cieplnej, a zastosowanie w praktyce systemów akumulujących ciepło jest obecnie bardzo szerokie. Spośród znanych metod akumulacji energii cieplnej szeroko stosowane są metody wykorzystujące akumulację ciepła utajonego, wyzwalającego się w wyniku zajścia przemiany fazowej. W ostatnich

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Robert Smusz, Politechnika Rzeszowska, al. Powstańców Warszawy 8, 35-959 Rzeszów, tel.: (17) 8651288, e-mail: robsmusz@prz.edu.pl

² Joanna Wilk, Politechnika Rzeszowska, e-mail: wilkjoan@prz.edu.pl

³ Maria Tychanicz-Kwiecień, Politechnika Rzeszowska, e-mail: mtychanicz@prz.edu.pl

⁴ Paweł Gil, Politechnika Rzeszowska, e-mail: gilpawel@prz.edu.pl

⁵ Paweł Bałon, SZEL-TECH, Mielec, e-mail: balonpawel@gmail.com

latach dostrzeżono znaczny potencjał wykorzystania materiałów PCM (ang. *Phase Change Materials*) w procesach akumulacji ciepła. Materiały zmiennofazowe to substancje o znacznej wartości utajonego ciepła przemiany fazowej [1]. Materiały te mogą absorbować, akumulować oraz uwalniać duże ilości energii w zakresie temperatur przemiany fazowej. Można je podzielić na związki organiczne, nieorganiczne oraz mieszaniny eutektyczne. Wśród organicznych materiałów PCM można wyróżnić parafiny, kwasy tłuszczowe, estry, glikole. Do nieorganicznych materiałów PCM zalicza się natomiast uwodnione sole, metale i stopy (siarczan sodu, boraks, sześciowodny chlorek wapnia) [2].

Spośród najważniejszych parametrów termofizycznych materiałów zmiennofazowych należy wymienić temperaturę przemiany fazowej, ciepło właściwe, pojemność cieplną oraz wartość współczynnika przewodzenia ciepła [3]. Przy wyborze odpowiedniego materiału należy brać pod uwagę stabilność właściwości, toksyczności, bezpieczeństwo, palność oraz względy ekonomiczne [4]. Akumulacja ciepła z wykorzystaniem materiałów zmiennofazowych należy do metod stosowanych w systemach wysokotemperaturowych, które są użyteczne głównie w technologiach wykorzystujących odnawialne źródła energii (OZE), odzysku ciepła odpadowego oraz w energetyce [1-5].

Odzysk ciepła odpadowego może się odbywać na szeroką skalę – od zakładów przemysłowych, elektrowni konwencjonalnych i wykorzystujących OZE, po urządzenia chłodnicze i klimatyzacyjne. W przypadku wykorzystania ciepła odpadowego ze źródeł chłodniczych czy klimatyzacyjnych istnieje potrzeba jego akumulacji. Do odzysku ciepła są wykorzystywane zbiorniki akumulacyjne na ciepłą wodę użytkową. W zbiornikach tych umieszcza się dodatkowe elementy wykonane z materiałów PCM. Ze względu na wymagania BHP materiały znajdujące się w kontakcie z wodą użytkową muszą być bezpieczne dla zdrowia, stąd dobór materiałów PCM do takich zastosowań powinien szczególnie uwzględniać ich nietoksyczność. W przypadku materiałów, dla których istnieje ryzyko wystąpienia reakcji z wodą użytkową, stosuje się specjalne warstwy buforowe, izolujące materiał PCM od czynnika roboczego. Materiały zmiennofazowe niewykazujące toksyczności w kontakcie z innymi ośrodkami to głównie parafina. Należy zaznaczyć, że materiały te w większości charakteryzują się niskimi wartościami parametrów cieplnych, w tym głównie przewodności cieplnej.

Celem pracy było zbadanie właściwości termicznych i fizycznych materiałów PCM przeznaczonych do zastosowania w przemysłowych procesach akumulacji ciepła. W ramach pracy zostały wykonane pomiary przewodności, dyfuzyjności cieplnej, ciepła właściwego oraz gęstości. Badane materiały to: wosk plastyczny, czerzyzna niskotopliwa oraz ksylitol i erytrytol.

2. Pomiary cieplne

W celu analizy przydatności materiałów PCM jako wypełnienia akumulatorów ciepła dokonano pomiarów następujących parametrów cieplnych: współ-

czynnika przewodzenia ciepła, dyfuzyjności cieplnej, pojemności cieplnej, gęstości oraz oporu cieplnego. Pomiary przeprowadzono dla stanu sypkiego materiałów PCM, następnie materiały te stopiono i odlano z nich próbki, które również przebadano.

Tabela 1. Wykaz ważniejszych oznaczeń

Table 1. Nomenclature

Symbol	Opis
λ	współczynnik przewodzenia ciepła, W/(m·K)
a	współczynnik dyfuzyjności cieplnej, m ² /s
c	ciepło właściwe, J/(kg·K)
c_v	ciepło właściwe odniesione do m ³ , J/(m ³ ·K)
ρ	gęstość, kg/m ³
R	rezystancja termiczna właściwa, m·K/W
T_i	temperatura topnienia, °C
T	temperatura pomiaru, °C

W pracy dokonano pomiaru właściwości termofizycznych takich materiałów, jak: erytrytol, ksylitol, cerezyna oraz wosk plastyczny. Erytrytol jest to organiczny związek chemiczny. Jest on dodatkiem do żywności stosowanym jako substancja słodząca. Erytrytol naturalnie występuje w niewielkich ilościach w wielu owocach, w niektórych porostach i wodorostach. Widok próbki erytrytolu w stanie sypkim przedstawiono na rys. 1.



Rys. 1. Erytrytol w stanie sypkim

Fig. 1. Erythritol in powdered state



Rys. 2. Ksylitol w stanie sypkim

Fig. 2. Xylitol in powdered state

Ksylitol jest to organiczny związek chemiczny zaliczany do grupy alkoholi polihydroksylowych (cukrowych). Stosowany jest głównie w przemyśle spożywczym do słodzenia, jako dodatek do żywności, głównie gum do żucia i cukierków, ze względu na działanie przeciwnocne. Zaleca się go również diabetykom,

ponieważ jest metabolizowany z niewielkim udziałem insuliny. Widok próbki ksylitolu w stanie sypkim przedstawiono na rys. 2.

Cerezyna jest to oczyszczony воск ziemny – biała, bezwonna masa, składająca się z wyższych węglowodorów nasyconych o temperaturze topnienia w zakresie 60-80°C, przypominająca воск pszczeleli. Wykorzystuje się ją do wyrobu świec, wosków modelowych, past do butów, jako masy izolacyjnej w elektrotechnice oraz jako zagęszczający i antykorozyjny dodatek do smarów stałych (rys. 3.).



Rys. 3. Cerezyna w stanie sypkim

Fig. 3. Ceresin in powdered state



Rys. 4. Wosk plastyczny

Fig. 4. Plastic wax

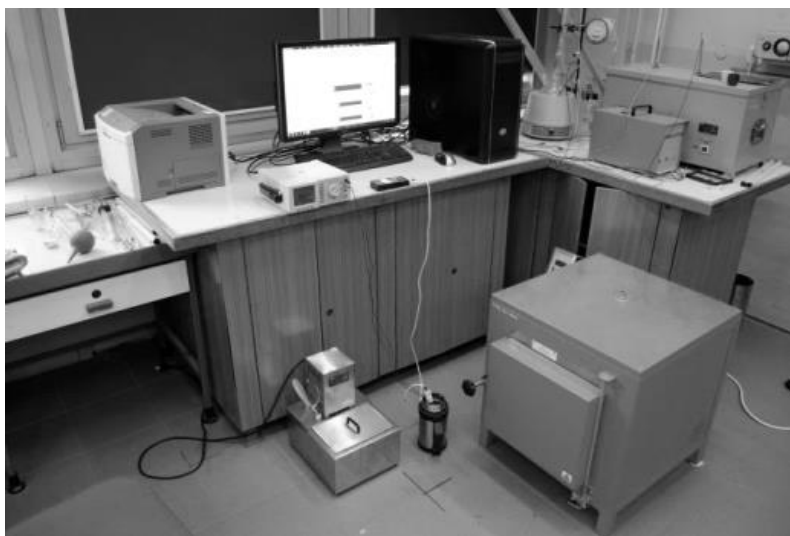
Wosk plastyczny jest wytwarzany na bazie rafinowanych surowców parafinowych oraz wosku pszczelego (rys. 4.). Stosuje się go w przemyśle mleczarskim do powlekania serów dojrzewających. Chroni ser przed wysuszeniem, zanieczyszczeniami i drobnoustrojami.

3. Opis aparatury badawczej

Pomiary parametrów cieplnych zostały wykonane miernikiem KD2 PRO z sondą dwuigłową SH-1, umożliwiającym pomiar metodą gorącego drutu. Analizator KD2 PRO jest ręcznym, przenośnym miernikiem do pomiaru właściwości termicznych gleb, materiałów stałych, sypkich, półpłynnych i płynnych. Zestaw składa się z miernika i czujników, które wprowadza się w badany materiał. Czujniki jednoigłowe służą do pomiaru wyłącznie współczynnika przewodzenia oraz oporu cieplnego. Czujnik dwuigłowy umożliwia pomiar współczynnika przewodzenia ciepła λ w zakresie 0,02-2,00 W/(m·K), dyfuzyjności cieplnej a w zakresie 0,1-1,0 mm²/s oraz ciepła właściwego odniesionego do objętości c_v w zakresie 0,5-4,0 MJ/(m³·K). Błąd pomiaru opisywanych parametrów wynosi $\pm 10\%$. Sonda dwuigłowa umożliwia pomiar w zakresie temperatury od -50 do 150°C.

Właściwości cieplne erytrytolu, ksylitolu i cerezyny w stanie stałym sypkim zmierzono przez umieszczenie sondy w różnych miejscach badanych próbek. Pomiar w stanie stałym zostały przeprowadzone po wcześniejszym stopieniu materiałów i wykonaniu odlewów, w których po zastygnięciu było możliwe wywiercenie dwóch równoległych otworów pod sondę dwuigłową.

Gęstość nasypową badanych materiałów w stanie sypkim zmierzono, używając szklanej kolby laboratoryjnej o pojemności 1000 cm³ o działce elementarnej 10 cm³, w której umieszczono badane próbki, następnie zaś dokonano pomiaru ich masy na wadze elektronicznej Radwag WTC 2000 o zakresie pomiarowym 2000 g oraz rozdzielczości 0,01 g. Gęstość badanych materiałów w stanie stałym wyznaczono przez pomiar objętości cieczy wypartej w wyniku zanurzenia badanych próbek w szklanej kolbie wypełnionej wodą i przez zważenie próbek na wadze elektronicznej.



Rys. 5. Stanowisko badawcze do pomiaru temperatury przemiany fazowej

Fig. 5. Set-up for measuring the phase change temperature

Widok stanowiska badawczego do pomiaru temperatury topnienia badanych próbek przedstawia rys. 5. Próbki zostały stopione w piecu muflowym Czylok SM-2002. Do pomiaru temperatury próbki wykorzystano termoparę typu K, której zimny koniec był umieszczony w punkcie topnienia lodu. Pomiar siły termoelektrycznej z termopary odbywał się za pomocą multimetru Appa 207. Dane pomiarowe zapisywano automatycznie w plikach tekstowych.

4. Wyniki pomiarów

Pomiary parametrów cieplnych próbek zostały przeprowadzone dziesięciokrotnie, każdorazowo ze zmianą umiejscowienia sondy w badanej próbce. Następnie obliczono wartości średnie parametrów, które zaprezentowano w tab. 2. i 3.

Tabela 2. Wyniki badań parametrów termofizycznych materiałów w stanie stałym

Table 2. Results of research on thermo-physical parameters of solid materials

–	Erytrytol	Ksylitol	Cerazyna	Wosk plastyczny
Stan próbki	ciało stałe	ciało stałe	ciało stałe	ciało stałe
T , °C	25,73	-	22,89	23,18
λ , W/(m·K)	0,647	-	0,277	0,288
a , mm ² /s	0,325	-	0,114	0,1
c_v , J/(m ³ ·K)	$1,99 \cdot 10^6$	-	$2,43 \cdot 10^6$	$2,88 \cdot 10^6$
c , J/(kg·K)	1393	-	2706	3168
R , cm·K/W	154,6	-	352,2	348,4
ρ , kg/m ³	1429	-	898	909
T_i , °C	118	90	-	-

Tabela 3. Wyniki badań parametrów termofizycznych materiałów w stanie stałym sypkim

Table 3. Results of research on thermo-physical parameters of powdered materials

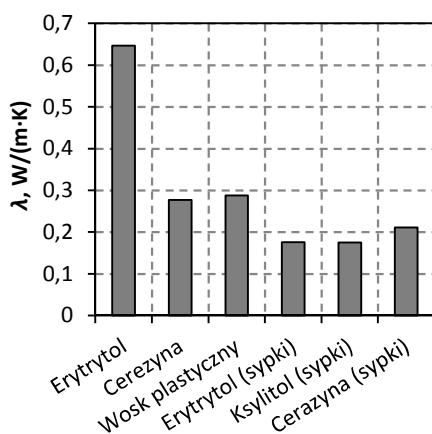
–	Erytrytol	Ksylitol	Cerazyna
Stan próbki	sypki	sypki	sypki
T , °C	24,13	24,31	25,70
λ , W/(m·K)	0,176	0,175	0,211
a , mm ² /s	0,134	0,129	0,095
c_v , J/(m ³ ·K)	$1,32 \cdot 10^6$	$1,36 \cdot 10^6$	$2,23 \cdot 10^6$
c , J/(kg·K)	1502	1628	4607
R , cm·K/W	567,8	574,4	476,1
ρ , kg/m ³	879	832	484

5. Dyskusja wyników

Wartości współczynników przewodzenia ciepła badanych materiałów porównano na rys. 6. Najwyższą wartość współczynnika przewodzenia ciepła posiada erytrytol $\lambda = 0,647$ W/(m·K), drugim materiałem o najwyższej wartości badanego współczynnika jest wosk plastyczny $\lambda = 0,288$ W/(m·K). Najniższe wartości współczynnika przewodzenia ciepła posiadają słodziki w stanie sypkim,

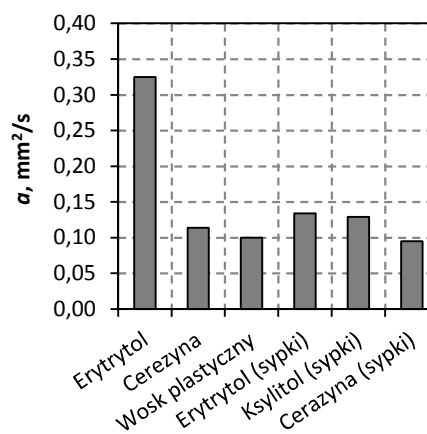
tj. erytrytol $\lambda = 0,176 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ oraz ksylitol $\lambda = 0,175 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$. Jak można zauważyć, wartości współczynników przewodzenia ciepła badanych materiałów we wszystkich przypadkach są mniejsze od $1 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, są to zatem materiały źle przewodzące ciepło. Porównując otrzymane wyniki przewodności cieplnej badanych materiałów PCM do materiałów konstrukcyjnych stosowanych w budowie wymienników ciepła, np. stali (0,5% C) $54 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, aluminium $237 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ czy miedzi $398 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ [6], można stwierdzić, że badane materiały zmiennofazowe posiadają przewodność cieplną mniejszą o co najmniej dwa rzędy wielkości.

Na rysunku 7. zaprezentowano wartości współczynnika dyfuzyjności cieplnej badanych materiałów. Najwyższą wartość tego współczynnika posiada erytrytol $a = 0,325 \text{ mm}^2/\text{s}$, najniższą natomiast cerezyna w stanie sypkim $a = 0,114 \text{ mm}^2/\text{s}$, a następnie воск пластyczny $a = 0,1 \text{ mm}^2/\text{s}$. Porównując uzyskane dane pomiarowe z danymi dla materiałów, takich jak stal (0,5% C) $a = 14,7 \text{ mm}^2/\text{s}$, aluminium $a = 96,1 \text{ mm}^2/\text{s}$ lub miedź $a = 116 \text{ mm}^2/\text{s}$ [6], można stwierdzić, że badane materiały charakteryzują się niskim współczynnikiem dyfuzyjności cieplnej (o dwa, a nawet trzy rzędy wielkości). Materiały te wykazują zatem małą skłonność do wyrównywania temperatury podczas nagrzewania lub chłodzenia.



Rys. 6. Współczynnik przewodzenia ciepła

Fig. 6. Thermal conductivity

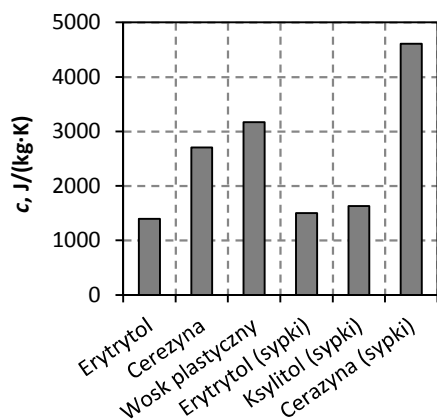


Rys. 7. Dyfuzyjność cieplna

Fig. 7. Thermal diffusivity

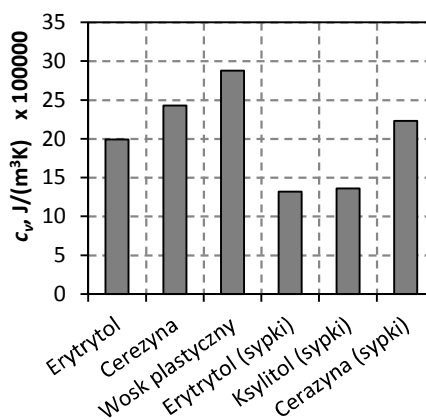
Porównanie wartości ciepła właściwego badanych materiałów PCM przedstawiono na rys. 8. Z wykresu można odczytać, że najwyższą wartość ciepła właściwego ma cerezyna w stanie sypkim $c = 4607 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$, a następnie воск пластyczny $c = 3168 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$. Najniższą wartość ma erytrytol w stanie stałym $c = 1393 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$. Interesującym parametrem okazuje się być objętościowe ciepło właściwe (odniesione do jednego metra sześciennego). W przypadku stosowania

materiału PCM do wypełnienia zasobnika akumulacyjnego jest to nawet ważniejszy parametr niż masowe ciepło właściwe. Wartości tego ciepła podano na rys. 9. Najwyższą wartość ciepła właściwego odniesionego do 1 m^3 ma wosk plastyczny $c_v = 2,9 \text{ MJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$, a następnie cerezyna $c_v = 2,43 \text{ MJ}/(\text{m}^3 \cdot \text{K})$.



Rys. 8. Ciepło właściwe

Fig. 8. Specific heat

Rys. 9. Ciepło właściwe odniesione do 1 m^3 Fig. 9. Specific heat related to 1 m^3

6. Podsumowanie

W pracy zaprezentowano wyniki badań przewodności, dyfuzyjności cieplnej, oporu cieplnego oraz ciepła właściwego wybranych materiałów zmiennofazowych. Zmierzono gęstość nasypową oraz gęstość materiału w stanie stałym pełnym. Dodatkowo dokonano pomiaru temperatury topnienia materiałów krystalicznych, takich jak erytrytol oraz ksylitol. Ciekawostką jest to, że ksylitol podgrzewany w piecu uległ stopieniu w temperaturze około 90°C , ale nie skrzystalizował nawet w temperaturze otoczenia. Wynika to z faktu, że materiał ten charakteryzuje się bardzo dużą wartością przechłodzenia. Najwyższą wartość współczynnika przewodzenia ciepła oraz współczynnika dyfuzyjności cieplnej wśród badanych materiałów wykazuje erytrytol: $\lambda = 0,647 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$, $a = 0,325 \text{ mm}^2/\text{s}$.

Uzyskane wartości parametrów termofizycznych badanych materiałów są o około dwa rzędy mniejsze niż dla stali węglowej, z której najczęściej wykonuje się zbiorniki akumulacyjne. Układy odzysku ciepła odpadowego najczęściej pracują w stanach nieustalonych, tj. podczas ładowania następuje podgrzanie, a podczas rozładowania – ochładzanie materiału PCM, gdzie dodatkowo dochodzi do przemiany fazowej, dlatego bardzo ważna jest znajomość współczynnika przewodzenia i dyfuzyjności cieplnej. Aby układ odzysku energii odpadowej pracował efektywnie, a procesy magazynowania i odbioru ciepła przebiegały stosun-

kowo szybko, należy zastosować specjalne rozwiązania konstrukcyjne zapewniające duże pole powierzchni wymiany ciepła, gdzie poszczególne warstwy materiału zmiennofazowego mają małą grubość.

Prowadzone badania nie wyczerpują problemów oceny przydatności materiałów PCM do akumulacji ciepła. Autorzy przewidują dalsze badania, mające na celu pomiar ciepła przemiany fazowej na skaningowym kalorymetrze różnicowym DSC. Dopiero zestawienie otrzymanych wyników pomiarów, tj. ciepła właściwego oraz ciepła przemiany fazowej, mogą pomóc przy typowaniu materiałów PCM do konkretnego zastosowania w akumulatorze ciepła.

Literatura

- [1] Kenisarin M.: High-temperature phase change materials for thermal energy storage, *Renewable Sustainable Energy Reviews*, 14 (2010) 955-970.
- [2] Aneke M., Wang M.: Energy storage technologies and real life applications – A state of the art review, *Applied Energy*, 179 (2016) 350-377.
- [3] Pielichowska K., Pielichowski K.: Phase change materials for thermal energy storage, *Progress Mater. Sci.*, 65 (2014) 67-123.
- [4] Chadel S.S., Agarwal T.: Review of current state of research on energy storage, toxicity, health hazards and commercialization of phase changing materials, *Renewable Sustainable Energy Reviews*, 67 (2017) 581-596.
- [5] Diarce G., Gandarias I., Campos-Celador A., Garcia-Romero A., Griesser U.J.: Eutectic mixtures of sugar alcohols for thermal energy storage in the 50-90°C temperature range, *Solar Energy Mater. Solar Cells*, 134 (2015) 215-226.
- [6] Lienhard J.H.: A heat transfer textbook, Courier Corporation, 2013.

THERMO-PHYSICAL INVESTIGATIONS OF PHASE CHANGE MATERIALS IN THE ASPECT OF THEIR APPLICATION IN SYSTEMS OF WASTE HEAT RECOVERY

Summary

This paper presents the results of experimental investigation of thermophysical properties of selected phase change materials (PCM). It is essential for design heat-storage devices which utilize such materials. The basis of presented investigation was the concept of heat-storage device in cooperation with waste heat recovery unit. The investigated parameters were: thermal conductivity, diffusivity, specific heat and density. The following materials were tested: plastic wax, ceresin, xylitol and erythritol. Thermophysical parameters were obtained with the use of transient hot wire method. To investigate the thermal properties of materials the hot wire method was used.

Keywords: phase change material, specific heat, thermal conductivity, thermal diffusivity

DOI: 10.7862/rm.2018.06

Otrzymano/received: 10.01.2018

Zaakceptowano/accepted: 23.02.2018

Tomasz TRZEPIECIŃSKI¹
Romuald FEJKIEL²
Andrzej KUBIT³

EXPERIMENTAL EVALUATION OF VALUE OF FRICTION COEFFICIENT IN THE DRAWBEAD REGION

Drawbeads are supposed to change the stress state of sheets in specific areas of the sheet material, or compensate for material flow at the periphery of the drawpiece, especially when forming complex shaped thin-walled products. The article presents the results of frictional resistance testing of a DC04 steel sheet using a drawbead simulator test. Experimental investigations were carried out using a special device that allows a change in the degree of deformation of the sheet metal on the drawbead. Specimens were tested for: (i) three degrees of sheet deformation; (ii) three countersamples' surface roughness; and (iii) three lubrication conditions: dry friction, machine oil lubrication and paint lubrication. The test specimens were cut out along, and transversely to, the direction of rolling of the sheet metal. The basic relations between technological parameters of friction test and coefficient of friction were determined.

Keywords: coefficient of friction, drawbead, drawbead simulator, friction

1. Introduction

The value of the frictional resistance occurring in the sheet metal forming processes depends on several parameters; i.e. the mechanical properties of the material, the lubrication conditions, the topography both of sheet and the tools and the forming process parameters (temperature, load dynamics, etc.) [1, 2]. The friction tests simulating friction and lubrication conditions in sheet metal forming can be divided into tests which simulate processes and tests which simulate tribological conditions [3]. These tests simulate friction conditions in the specific contact areas between the sheet and tools. Tribology trials and tribological conditions

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Trzepieciński, Rzeszow University of Technology, 12 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszow, tel.: (17) 8651714, e-mail: tomtrz@prz.edu.pl

² Romuald Fejkiel, State School of Higher Vocational Education in Krosno, e-mail: rfejkiel@wp.pl

³ Andrzej Kubit, Rzeszow University of Technology, e-mail: akubit@prz.edu.pl

are divided into methods with indirect or direct measurement of frictional resistance values. Both mentioned groups of tests can be divided into tests with the direct or indirect measurement of friction coefficient values. In indirect measuring tests, the coefficient of friction is determined based on the measurement of other physical quantities, such as friction and normal forces. The coefficient of friction is calculated based on the assumed friction model. Experimental tests of the friction coefficient value only allow the determination of friction resistance in selected areas of the drawpiece, which leads to the need to use multiple friction tests [4-6].

The friction test modelling the frictional phenomena on the drawbead has been developed by Nine [7]. The drawbeads are used in the sheet forming of complex-shape drawpieces to compensate for the material flow resistance around the circumference of a drawpiece, or to change the stress state at specific locations on the drawpiece. In some cases, the required blankholder force may exceed the press capacity [8]. Therefore, in the forming of asymmetric drawpieces, such as large autobody panels, where the restraining force required to slow down the metal flow is very high, the use of drawbeads is necessary [8, 9]. The curvature of the sheet when passing through the drawbead changes several times: the sheet is, in turn, bent and unbent. When passing the sheet through the drawbead, the deformation resistance and the frictional resistances between the drawbead and the sheet must be overcome. The idea of Nine's simulator construction is to separate the deformation resistance of the sheet from the frictional resistances. The change in friction conditions in the drawbead simulator is obtained by changing the angle of the roll wrapping [10, 11], the lubrication conditions [10, 12], the shape and dimensions of the drawbead model [13] and the drawing speed [12, 13].

This paper presents the results of frictional resistance investigations of a DC04 steel sheet. Experiments were carried out using a drawbead simulator. The sheets were tested for three degrees of sheet deformation, three rolls with different roughness, and three lubrication conditions.

2. Material and method

DC04 steel sheets with a thickness of 0.8 mm were used as the test materials. Tensile tests in a Zwick Roell Z030 universal testing machine were carried out to determine the mechanical properties of the sheets. The mechanical properties (Tab. 1) determined in these tests were yield stress $R_{p0.2}$, ultimate strength R_m , elongation A , anisotropy coefficient r , strain-hardening coefficient C and strain-hardening exponent n . The measurement of surface roughness parameters was carried out using a Talysurf CCI Lite 3D instrument. The selected standard 3D parameters (Tab. 2) determined by this measurement were: roughness average S_a , root mean square roughness parameter S_q , maximum pit depth S_v , highest peak of the surface S_p , surface skewness S_{sk} , maximum profile height S_z , root mean square gradient S_{dq} , and the developed interfacial area ratio S_{dr} .

Table 1. Selected mechanical properties of tested DC04 steel sheet

Sample orientation	R _{p0.2} , MPa	R _m , MPa	A, %	C, MPa	n
0°	185.4	303.9	23.0	490.4	0.205
45°	193.7	314.9	22.1	489.9	0.164
90°	176.1	296.0	22.8	465.7	0.169

Table 2. Basic surface roughness parameters of tested DC04 steel sheet

Sa, μm	Sq, μm	Sp, μm	Sv, μm	Sz, μm	Ssk	Sdq	Sdr
1.178	1.467	8.628	9.273	17.902	-0.128	2.970	0.265

To determine frictional resistances, friction tests were carried out using the drawbead simulator (Fig. 1). The design of the simulator allows changes in the frictional resistances of the sheet by changing the angle of wrapping of the middle roll (see 2, Fig. 1). The frame (5) of the friction simulator was attached to the lower grip of the Zwick Roell Z030 tensile testing machine, and the tension member (6) was attached to the upper grip of testing machine. During the tests, using two tension gauges (7 and 8), the pulling force and the clamping force were registered by the computer program. One specimen was pulled between freely rotated cylindrical rolls, and then the measured pulling force and the clamping force gave the bending and unbending resistance of the sheet under 'frictionless' conditions, respectively [14]. The sheet was displaced between the rotating rolls so that the friction between the sheet and rolls was minimized whereas the second specimen was pulled between the fixed rolls [2]. The coefficient of friction value was calculated according to the expression:

$$\mu = \frac{F_C^Z - F_C^F}{F_D^Z} \cdot \frac{\sin\theta}{2\theta} \quad (1)$$

where F_C^Z is the pulling force obtained with the fixed rolls, F_C^F is the pulling force obtained with the freely rotating rolls, F_D^Z is the normal force or clamping force obtained with the fixed beads, and θ is the quarter contact angle of actual engagement of the strip over the bead (Fig. 2).

Various tribological conditions were obtained using rolls with different surface roughness values ($R_a = 0.32, 0.64$ and $1.25 \mu\text{m}$), measured along the generating line of the rolls. Prior to each friction test, the surface of the rolls was checked and the surface was cleaned with acetone to remove potential products of the abrasive wear of DC04 surface roughness. Machine oil L-AN 46 with $44 \text{ mm}^2\text{s}^{-1}$ viscosity at 40°C was used for lubricated conditions. As a second lubricant, methacrylic resin was used combined with chlorinated hydrocarbons.

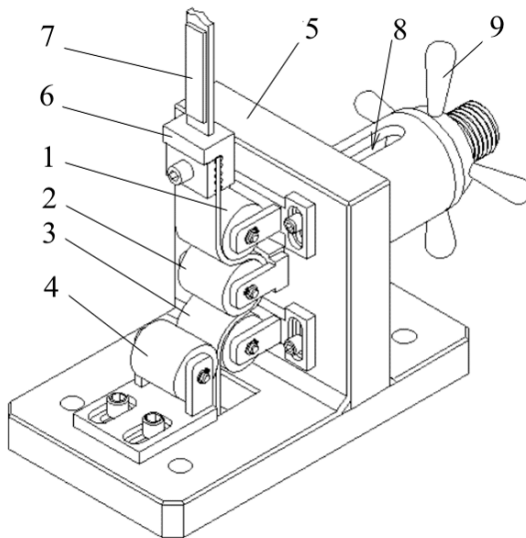


Fig. 1. Measurement system used for friction testing; 1 – front roll, 2 – middle roll, 3 – back roll, 4 – supporting roll, 5 – frame, 6 – tension member, 7 and 8 – extensometers, 9 – hand-wheel

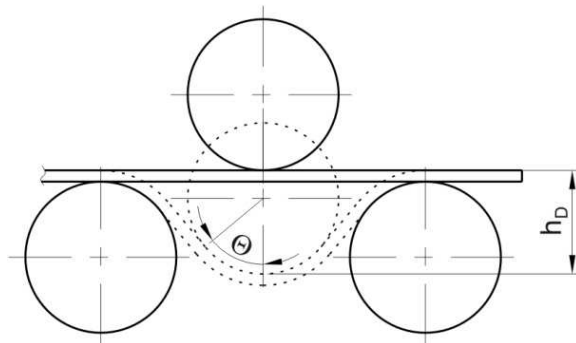


Fig. 2. Model of drawbead

3. Results and discussion

After starting the friction test the load forces values were characterized by high oscillations (Fig. 3a). The coefficient of friction for a given test was determined as the mean value of its course during the stabilized friction process (Fig. 3b). In the analyses, the initial transient scope of the load forces was rejected. In the case of dry friction and oil lubrication for a sample width of 7 mm, the friction coefficient value decreased with an increase in the middle roll displacement (Fig. 4a), whereas for the threefold sample the inverse relationship was noticed (Fig. 4b). For a sample width of 14 mm, the recorded friction coefficient values were the most similar across the whole range of middle roll displacement.

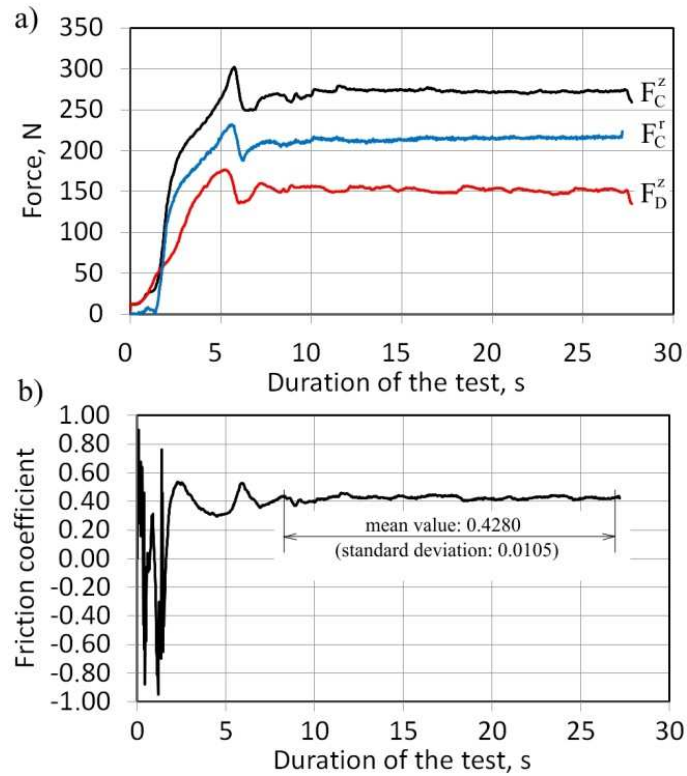


Fig. 3. Variation of load forces: (a) F_C^z , F_C^r , F_D^z , and (b) friction coefficient values under following conditions: Ra of rolls 1.25 μm , dry friction, sample orientation at 0°

The change in the friction coefficient in a drawbead test is related to the change in the forced parameters of strip pulling in directions which do not overlap the direction of the strip pulling. Changing the strip width determined the character of strip deformation on the width and determined the change in the actual contact surface. The increase in the middle roll displacement increased the effect of the non-linear strain hardening and the yield stress of the sheet material. The resistance of sheet pulling in the drawbead increased with strain hardening. Thus, the relation between forces used to evaluate the friction coefficient (Eq. (1)) varied.

The effectiveness of reducing the friction coefficient value depends on the lubrication conditions and the displacement of the middle roll. The highest efficiency of the applied lubricant in reducing the frictional resistance was observed during the lubrication of the sheet with methacrylic resin. For the samples cut in the direction of sheet rolling, poorer efficiency in decreasing the friction coefficient value by the two analysed lubricants is achieved.

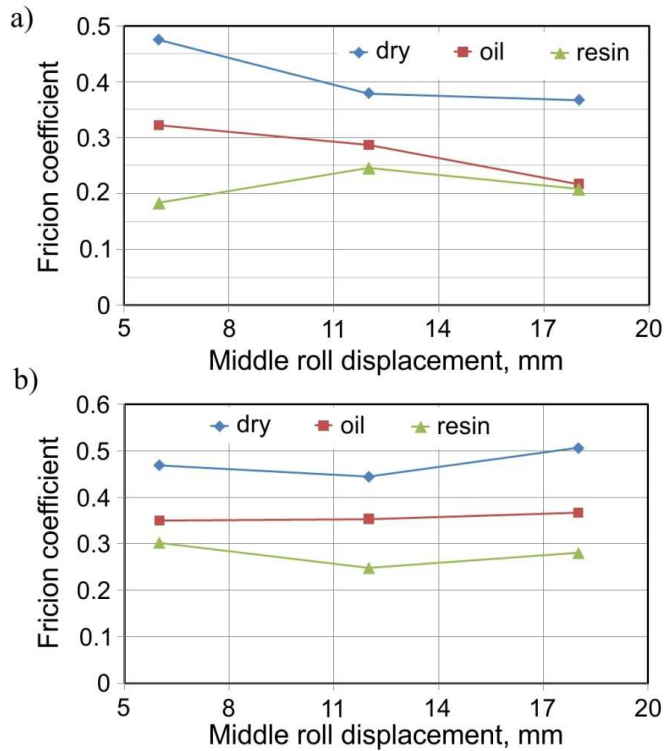


Fig. 4. Friction coefficient value vs. displacement of middle roll with roughness $R_a = 1.25 \mu\text{m}$ for strip widths: (a) 7 and (b) 20 mm

In the range of applied displacements of the middle roll, increasing the value of this parameter made it possible to stabilize the friction coefficient values for different sample widths (Fig. 5a, b). With the increase in the roughness of the middle roll, a tendency to increase the friction coefficient was observed in the range of middle roll displacement of 6-12 mm (Fig. 6). However, for higher values of roll roughness, the increase in middle roll displacement did not affect the coefficient of friction value significantly. Similar results were observed for the other sample widths and lubrication conditions. The friction coefficient values determined for both sample orientations were close to each other (Fig. 7). In all tested friction conditions, the friction coefficient difference between the two orientations did not exceed 0.008-0.012.

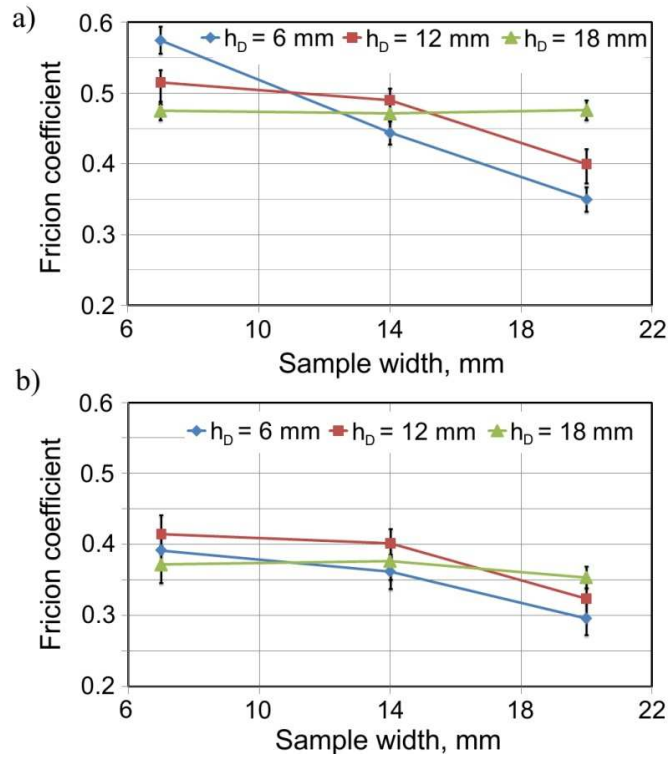


Fig. 5. Effect of strip width on value of friction coefficient under following conditions: R_a of rolls $0.32 \mu\text{m}$, friction conditions: (a) dry friction and (b) oil lubrication

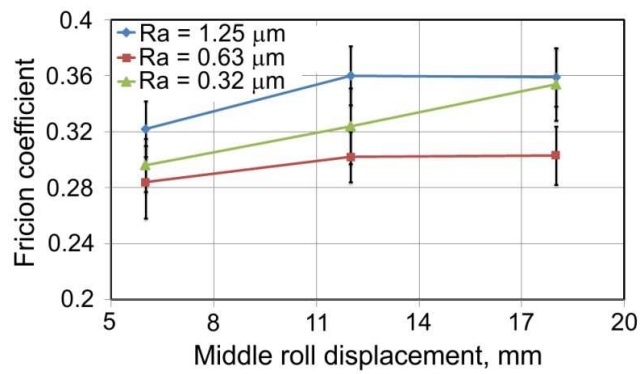


Fig. 6. Effect of roll roughness on value of friction coefficient under following conditions: oil lubrication, strip width 20 mm, strip orientation 0°

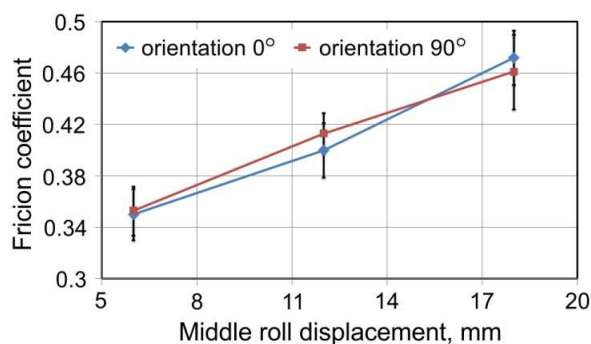


Fig. 7. Effect of strip orientation on value of friction coefficient under following conditions: Ra of rolls $0.32 \mu\text{m}$, strip width 20 mm, dry friction

4. Summary and conclusions

The effectiveness of reducing frictional resistance during pulling a sheet at the drawbead depends not only on the used lubricant, but also on the displacement of the middle roll. In the case of the greatest displacement of middle roll ($h_D = 18 \text{ mm}$), the smallest differences were observed in the friction coefficient values determined for the different strip widths.

The coefficient of friction determined using the drawbead simulator cannot be identified as the Amontons-Coulomb coefficient, because the direction of pulling force action does not overlap the curvature of the drawbead. Furthermore, for small values of displacement h_D of the middle roll, and for various strip widths, the shape of the friction contact surface is not a representation of the shape of the cylindrical roll. Comparing determined values of friction coefficient with the results of other friction tests, the kinematics of friction process should be taken into account.

References

- [1] Trzepieciński T.: Badania oporów tarcia wywołanych działaniem progów ciągowych w procesie kształtowania blach, *Hutnik*, 55 (2010) 345-349.
- [2] Trzepieciński T., Lemu H.G.: Study on frictional conditions of AA5251 aluminium alloy sheets using drawbead simulator test and numerical methods, *J. Mech. Eng.*, 60 (2014) 51-60.
- [3] Świątkowski K.: Sposoby oceny wielkości tarcia na powierzchniach kontaktu niemetalicznego materiału modelowego i narzędzia, *Obróbka Plastyczna*, 7 (2000) 21-30.
- [4] Bay N., Olsson D.D., Andreasen J.L.: Lubricant test methods for sheet metal forming, *Tribol. Int.*, 41 (2008) 844-853.
- [5] Kalpakjian S.: Recent progress in metal forming tribology, *J. App. Metalworking*, 4 (1986) 270-280.

- [6] Schey J.A.: Tribology in metalworking. Friction, lubrication and wear, Metals Park American Society for Metals 1983.
- [7] Nine H.D.: Draw bead forces in sheet metal forming, Proceedings of a Symposium on Mechanics of Sheet Metal Forming: Behaviour and Deformation Analysis, Plenum Press, Warren 1978, pp. 179-211.
- [8] Jang J.H., Kim W.T., Van Tyne C.J., Moon Y.H.: Experimental analysis on the frictional behaviour of drawbeads in sheet metal forming, Steel Res. Int., 78 (2007) 884-889.
- [9] Tufekci S.S., Wang C., Kinzel G., Altan T.: Estimation and control of drawbead forces in sheet metal forming, SAE Paper No. 940941, 1994.
- [10] Samuel M.: Influence of drawbead geometry on sheet metal forming, J. Mater. Process. Technol., 122 (2002) 94-103.
- [11] Smith L.M., Zhou Y.J., Zhou D.J., Wanintudal C.: A new experimental test apparatus for binder draw bead simulations, J. Mater. Process. Technol., 209 (2009) 4942-4948.
- [12] Figueiredo L., Ramalho A., Oliveira M.C., Menezes L.F.: Experimental study of friction in sheet metal forming, Wear, 271 (2011) 1651-1657.
- [13] Lanzon J.M., Cadew-Hall M.J., Hodgson P.D.: Characterizing frictional behaviour in sheet metal forming, J. Mater. Process. Technol., 80-81 (1998) 251-256.
- [14] Trzepieciński T.: Wybrane aspekty oceny tribologicznej blach odkształcanych plastycznie, OW PRz, Rzeszów 2014.

EKSPERYMENTALNE WYZNACZANIE WARTOŚCI WSPÓŁCZYNNIKA TARCIA W OBSZARZE PROGU CIĄGOWEGO

Streszczenie

Zadaniem progów ciągowych jest zmiana stanu naprężenia materiału w określonych obszarach blachy lub wyrównanie płynięcia materiału na obwodzie wytłoczki, szczególnie podczas kształtowania wytłoczek o złożonym kształcie. W artykule przedstawiono wyniki badań oporów tarcia blachy stalowej DC04. Badania eksperymentalne zrealizowano za pomocą specjalnego przyrządu umożliwiającego zmianę stopnia odkształcenia blachy na progu ciągowym. Blachy testowano dla trzech stopni odkształcenia, trzech chropowatości rolek oraz trzech warunków smarowania: tarcie suche, smarowanie olejem maszynowym oraz smarowanie żywicą metakrylową. Próbkę do badań wycięto wzdłużnie i poprzecznie względem kierunku walcowania arkusza blachy. Wyznaczono podstawowe zależności pomiędzy parametrami technologicznymi próby tarcia a wartością współczynnika tarcia.

Słowa kluczowe: współczynnik tarcia, próg ciągowy, symulator progu ciągowego, tarcie

DOI: 10.7862/rm.2018.07

Otrzymano/received: 19.09.2017

Zaakceptowano/accepted: 20.12.2017

Tomasz TRZEPIECIŃSKI¹
Bogdan KRASOWSKI²
Andrzej KUBIT³
Dawid WYDRZYŃSKI⁴

POSSIBILITIES OF APPLICATION OF INCREMENTAL SHEET-FORMING TECHNIQUE IN AIRCRAFT INDUSTRY

The article includes the characteristics of incremental forming of the sheet using the following two methods: Single Point Incremental Forming and Two Point Incremental Forming. The factors influencing the possibility of method application and the phenomena that limit the use of incremental forming of the sheet are presented. Based on the conducted experimental test, the disadvantages and advantages of single point incremental forming are specified. Possibilities for the use of the presented incremental forming technique for manufacturing elements in the aircraft industry are also included.

Keywords: aerospace industry, incremental forming, sheet metal forming

1. Introduction

Sheet metal forming is one of the most popular methods of obtaining finished products. Conventional methods of sheet forming are carried out at different temperatures, using stamping dies, usually on mechanical or hydraulic presses. The forming conditions depend on the temperature of the process in relation to the melting temperature of the metal. Cold forming is realized at temperature $T < 0.35 T_m$, whereas hot forming is realized at $T > 0.55 T_m$. To avoid high temperatures and forces, warm forming ($0.35 T_m < T < 0.55 T_m$) is used, which allows recovery but not recrystallization. In comparison to hot forming processes, warm forming requires higher forces because of the greater material yield stress [1]. During deep

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Tomasz Trzepieciński, Rzeszow University of Technology, 12 Powstańców Warszawy Ave., 35-959 Rzeszow, tel.: (17) 8651714, e-mail: tomtrz@prz.edu.pl

² Bogdan Krasowski, State School of Higher Vocational Education in Krosno, e-mail: b_krasowski@wp.pl

³ Andrzej Kubit, Rzeszow University of Technology, e-mail: akubit@prz.edu.pl

⁴ Dawid Wydrzyński, Rzeszow University of Technology, e-mail: dwydrzynski@prz.edu.pl

drawing, the yield strength of the sheet material is reached and the sheet metal is pulled through the punch into the die opening. The increase in the strength of the drawpiece is related to the strain hardening of the sheet material. In the case of drawing the drawpieces with complex geometry, the local strain and stress state change during the forming process. Furthermore, during the sheet metal forming processes there are areas of the workpiece in which the stress state, strain state, displacement speed, and friction conditions are different.

The occurrence of varied strain states is due to the influence of tools and technological factors that change the friction conditions. The correct selection of process parameters results in obtaining products with the desired shape and dimensional accuracy. The need to produce special tools adapted to the shape of the drawpiece, even in the case of manufacturing a series of elements types, is a disadvantage of conventional sheet metal forming processes. The high cost of stamping tools is related to the high degree of shape complexity of the dies that require the usage of precision machine tools and expensive tool materials. Therefore, the use of conventional deep drawing methods is suitable for medium- and large-scale production (Fig. 1). Incremental sheet forming ISF is typically cost-effective for 300–600 pieces [2].

However, the use of incremental forming (IF) methods is economically justified in piece and small-lot production [3]. Despite the low cost of the tools, incremental forming methods are cost-effective in small-lot production owing to the long forming time with respect to conventional extrusion time.

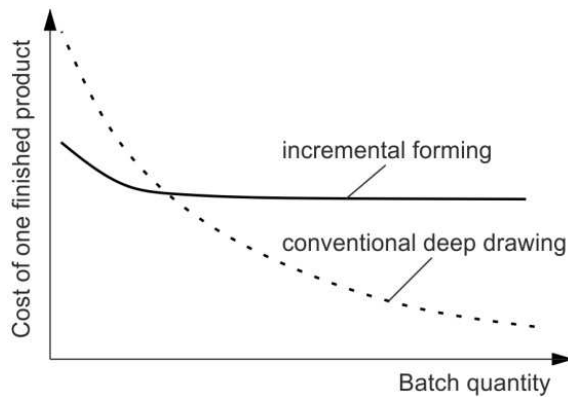


Fig. 1. Effect of batch quantity on cost of one product

In this paper the characteristics of the Single Point Incremental Forming (SPIF) and the Two Point Incremental Forming (TPIF) processes are presented. Furthermore, the factors influencing the possibilities for SPIF and TPIF application, and phenomena that limit the use of incremental forming of the sheet are presented.

2. Characterization of incremental forming

In order to reduce the set-up time of the element manufacturing and reduce the cost of production in piece and small-lot production, incremental sheet forming (ISF) methods have been developed. Initially, the SPIF methodology was based on conventional spinning, resulting in axisymmetric products. The widespread introduction of CNC machines allowed the development of spinning methods for the production of asymmetric elements [4]. The basis for the development of the incremental forming method is the patent developed by Leszak [5] in 1967.

SPIF methods have been used to make complex shell elements with a complex shape [5], and for rapid modelling of prototypes [6]. Application of the integrated CAD/CAM systems allows efficient design tool trajectories on a CNC machine, based on a CAD model of the drawpiece.

Despite the economically unreasonable application of the SPIF method for large-lot production, it is used to manufacture elements which cannot be obtained using conventional sheet-forming methods. Figure 2 presents the relationship between the number of parts and component size serviceable by ISF for typical industrial applications. The application of ISF in the aircraft industry is well suited when the number of parts does not exceed approximately 100 [2].

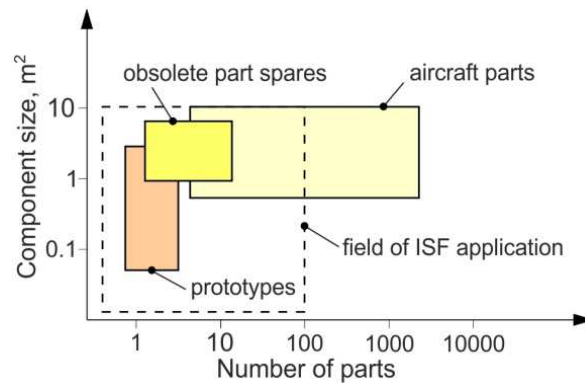


Fig. 2. Fields of application of ISF (prepared on basis of [2])

Regardless of the shape of the product, most of the incremental forming processes are conducted with a rounded tool, which is in direct contact with the sheet. The dimensions of the forming tool tip depend on the radius of the edge rounding of the drawpiece.

Among the many factors influencing the applicability of the SPIF methods, and the accuracy of the forming, the most important are:

- technological parameters (i.e. tool diameter, depth value between the two tool passages, tool rotational speed, friction conditions),
- material properties of the workpiece (ability for strain hardening, material anisotropy, Young's modulus),
- design parameters (sheet thickness, geometry of the product).

3. Methods of incremental forming

Single point incremental forming (Fig. 3a) is a two point incremental forming, which can be conducted using a partial die (Fig. 3b) [7], or a specific die (Fig. 3c) [8]. The latter increases the geometric accuracy of the formed elements. In TPIF methods (Fig. 3b,c), there is an additional movement of the fixing grip of plate, which increases the accuracy of the obtained drawpieces [7].

In incremental forming with counter tool (IFWCT), an additional forming tool located opposite the forming tool moves according to the adjusted trajectory of the main tool (Fig. 3d). Among the mentioned methods, TPIF using the specific die is called positive incremental forming (PIF), whereas the other methods are known as negative incremental forming (NIF). One of the variants of SPIF is Water Jet Incremental Sheet Metal Forming (WJISMF), in which the frictional metallic contact of the forming tool with the workpiece is eliminated. In the case of WJSPIF, the available force of the tool (a high-velocity water jet) is defined mainly by the water pressure and the diameter and type of the nozzle. Petek et al. [9] concluded that SPIF is more appropriate in cases of bigger wall angles and smaller horizontal steps, whereas WJSPIF performs better for larger horizontal steps and smaller wall angles.

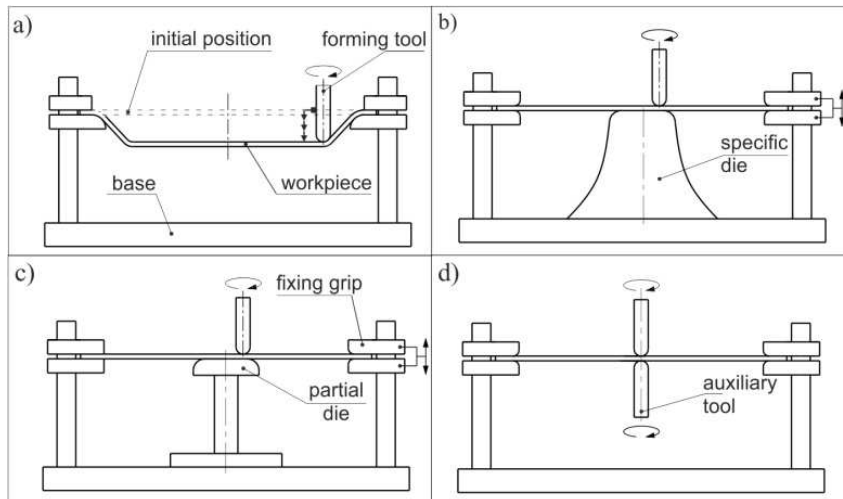


Fig. 3. Incremental forming processes: a) single point incremental punching, b) two point incremental punching with specific die, c) two point incremental forming with partial die, d) two point incremental forming with counter tool

4. ISF in aerospace applications

The application of lightweight components is a challenge in modern transportation engineering. Mass reduction of aircrafts is necessary for ecological and economic reasons, as well as to improve product properties [10]. Aerospace components are composed of lightweight materials such as titanium magnesium, and aluminium alloys.

To form hard-to-form materials at ambient temperature, especially magnesium and titanium alloys, hot incremental forming has been developed [11]. Incremental forming can be considered an alternative to the hot stamping of lightweight alloys. Magnesium alloys require a forming temperature higher than room temperature and are usually worked at a temperature ranging between 200 and 300°C. These temperatures permit the activation of new sliding planes, and dramatically increase material formability. As shown by Ambrogio et al. [12], maximum formability of AZ31 magnesium alloy occurs at 250°C. AZ31 magnesium alloy and TiAl2Mn1.5 titanium, having low formability at room temperature, were successfully formed by Fan et al. [11]. They found that an increase in the electric current can increase the temperature and formability of hard-to-form sheet metals. In contrast, an increase in feed rate, tool diameter, or step size can decrease the temperature and formability.

Titanium is utilized extensively in the aircraft industry owing to its better strength-to-weight ratio compared to steel and aluminium, and high strength at elevated temperatures. The main titanium parts in aircraft are elements formed in bending process; i.e. stringers and ribs. Titanium is the main material used for manufacturing the engine of the Airbus A330 [13]. High temperatures in the contact area (up to 700°C for TiAl2Mn1.5 alloy) requires the use of forming tool made of YG8 titanium carbide.

Among aluminium alloys, AA2024-T3 alloy is typically used in the aircraft industry owing to its high formability and high fatigue. AA2024-T3 is difficult to weld by fusion techniques, but some investigations [e.g., 14] indicated that friction stir welding can be used successfully for safety welding. Hussain et al. [15] investigated the formability of annealed and presaged AA2024 alloy in the SPIF process. They found that the interaction of feed pitch and tool radius is very significant for the formability. It was also noticed that a variation in the forming speed does not affect the formability of the annealed AA-2024 sheet. Furthermore, an increase in forming speed decreases the formability of a pre-aged AA-2024 alloy sheet. Three lightweight alloys, typically utilized in the aircraft sector – i.e. aluminium AA2024-T3, magnesium AZ31B-O and titanium Ti6Al4V alloy – were studied using SPIF, by supplying a continuous current in order to generate local heating [10]. It was found that local heating of the sheet and induced strain lead to changes in the microstructure. The different grain distributions are directly dependent on the material properties [10]. However, the

AA7075-T0 aluminium alloy can be successfully formed using SPIF at room temperature [16].

5. Technological parameters of SPIF

In the single point incremental forming process, a forming tool with a rounded shape gradually forms the sheet by performing an integrated movement around the blocked edge of the shaped object. A sheet is placed in the tooling, and is clamped at the edges. Then a tool moves following the required shape in space under CNC control, using a succession of „planar” contours or a single „spiral” contour, so that the part is obtained as the result of accumulated, localized, plastic deformations [17]. In the next stage, these movements are repeated until the desired shape of the element is obtained (Fig. 4).

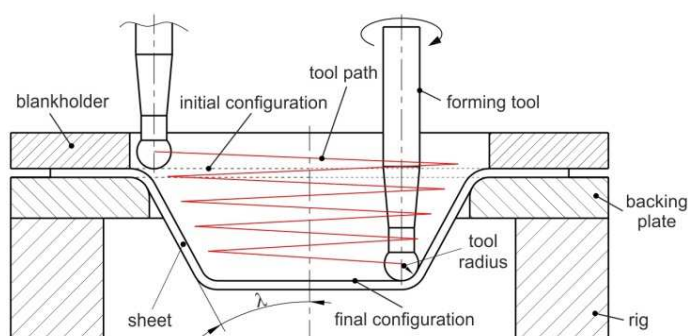


Fig. 4. Schematic of single point incremental forming

The essence of the process is to form the element by the integration of two tool movements: the horizontal one along the closed trajectory; and the inward transition to the next horizontal forming path. Therefore it is necessary to use a CNC machine controlled on at least three axes. In SPIF and TPIF processes there is local contact of the forming tool with the sheet. So, the degree of sheet deformation in the areas exposed to excessive forming limit strains can be controlled. The rotational speed of the tool can reach up to 20,000 rpm [18]. However, in most SPIF methods, the rotational speed of the forming tool with a rounded tip is in the range of 200 to 800 rpm. The rotational speed, as well as the linear motion of the forming tool, depend on the geometry of the drawpiece and the technological characteristics of the process, and are usually in the range of 300-2000 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ [11, 19]. Parallel investigations have also been conducted on the use of a free-rotating [19] or non-rotatable tool [18].

Lubricants used in SPIF correspond to those used in conventional sheet forming and are adjusted mainly according to the pressure values, the material of the friction pair and the speed of the forming tool. The phenomenon that limits the

formation of titanium sheets used in the aerospace industry by SPIF is the adhesion of titanium particles to the tool surface, which intensifies the worsening of the sheet metal's surface quality. Forming commercially pure titanium sheets requires the use of Molybdenum Disulphide (MoS_2) powder and white petroleum jelly mixed in proportion of 4:1, and a high-speed steel tool with a hardness of 62-65 HRC [20]. The results of investigations by De Bruyn and Treurnicht [21] show that MoS_2 exhibits favourable characteristics for the SPIF process, as the mean surface roughness for this lubrication strategy is the lowest. In the case of forming aluminium alloy sheets, the optimum condition for achieving high deformation levels of the sheet and high-quality drawpiece surfaces is the use of a high-speed steel mandrel without lubrication [22].

Higher tool rotational speeds allow increased plastic deformations of the sheet and are used to form thin sheets or foils with limited ability to plastic deformation. The size of the tool tip is determined by the shape and minimum radius of the rounding of the drawpiece edge. An increase in the size of the tool tip increases the contact area between the tool and the sheet [19].

6. Experimental tests of SPIF

Pilot-phase experimental investigations to form conical drawpieces (Fig. 5) were carried out on a 3-axis HAAS TM1P milling machine. The slope angle of a truncated cone was 45° , and drawpiece height was equal to 20 mm. 2024-T3 precipitation hardenable aluminium alloy sheets with a thickness of 0.4 mm were used for the fabrication of drawpieces. The mechanical properties of the used sheets determined in the uniaxial tensile test are as follow: yield stress $R_{p0.2} = 302$ MPa, ultimate tensile strength $R_m = 449$ MPa, Young's modulus 72.85 GPa and Poisson ratio $\nu = 0.33$. The edge of the workpieces was fixed using a blankholder. The tests were conducted on hard-to-form material under cold forming conditions. The tool with a rounded tip with a radius $r = 3.5$ mm (see Fig. 6) was made of high-speed steel. The clamping of the tool in a head of the machine was realized through the „ER” collet system, developed and patented by Rego-Fix in 1973, which allowed the tools to be mounted with a cylindrical shank.

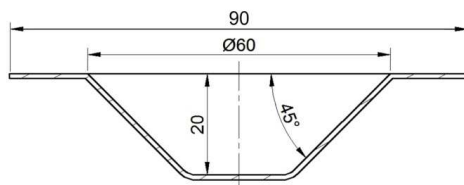


Fig. 5. Profile of drawpiece

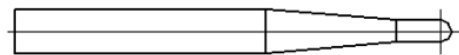


Fig. 6. Forming tool used in SPIF

The extruded model was designed using the INVENTOR system, as well as the processing technology and EDGE CAM program based on the geometric

model. The result of the processing stage of the CNC code evaluation is shown in Fig. 7. After the control program was created, the forming device and the tool (Fig. 8) were mounted on the HAAS TM1P 3-axis milling machine. Then, the control program created in the simulation mode was validated in the test mode. During machining, the following processing conditions were applied: feed rate $f = 800 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, the tool rotational speed $n = 37 \text{ rpm}$ and the feed pitch $a_p = 0.3 \text{ mm}$.

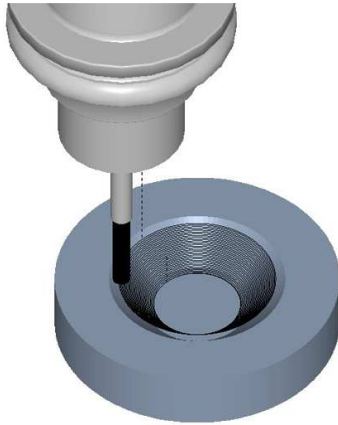


Fig. 7. Generated tool paths performed in EdgeCAM software for 3D milling

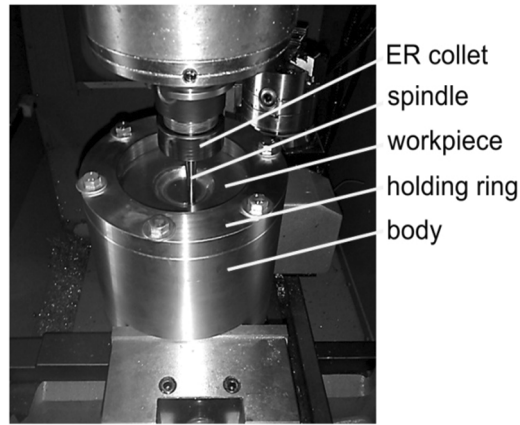


Fig. 8. SPIF device

During forming, machine oil lubricant was applied. Owing to the conical shape of the formed drawpiece, the oil accumulated at the lowest surface of the drawpiece, allowing continuous treatment in the presence of a lubricant. The trials to form a 1 mm thick AA2024-T3 aluminium alloy sheet metal were unsuccessful under different feed rates and feed pitches. Cracks were observed at a forming tool depth of about 5 mm. Although limit strains of the AA2024-T3 sheet are not higher, trials of forming the stiffening ribs (Fig. 9) in the 0.4-mm-thick AA2024-T3 Alclad aluminium alloy sheets were conducted. The aim of the investigations was the determination of influence of the forming parameters on the quality of stiffened ribs and compression strength. This material has been extensively used for highly loaded constructional elements in aircraft structural components. The incremental sheet metal forming process was performed on the CNC HAAS TM1P 3-axis milling machine. The profile tool-path trajectory was generated using the EDGE CAM software. The experiments were carried out using a tool rotation speed of $n = 36 \text{ rpm}$. The feed rate was $f = 800 \text{ mm/min}$. The vertical pitch was equal of 0.5 mm. The forming equipment is shown in Fig. 10. Longitudinal U-shaped stiffening ribs of 20 mm wide and 120 mm long (Fig. 10). The forming of the stiffening ribs is stopped at depth of crack occurring.



Fig. 9. Rib-stiffened sample

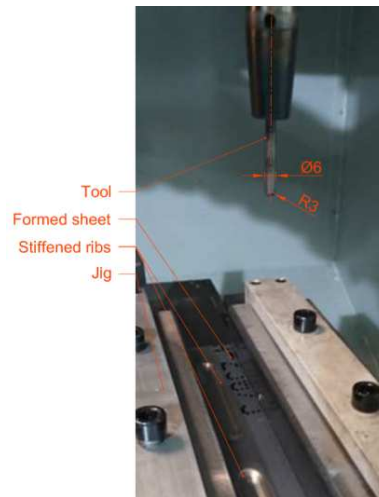


Fig. 10. Incremental sheet forming equipment

The tool path plays also a vital role in the homogeneous thickness distribution and geometric accuracy of the part. Both outward and inward strategies were studied. In the outward strategy the tool travel outward without moving down and forms another loop of the undeformed material to the specified incremental depth, thus causing the previously formed shape to be displaced by rigid body motion in the direction normal to the in-plane motion of the tools [23]. In the inward strategy the forming tool moves around the edge of the rib, from the top to the bottom. It covers the component level by level, in the predefined vertical increment and incrementally deforming the blank until the desired shape has been formed.

The highest depth of rib (about 6 mm) at the moment of crack indication is found for the outward strategy. The height of rib for the inward strategy was about 5 mm. The corner of the rib is the most strained region of the sheet due to the complex stress state. The region of crack initiation of the sheet (region of local sheet thinning) in the rib region depends on the tool path strategy used. The crack initiation was observed in the vicinity of rib bottom and propagates along the bottom of the rib (Fig. 11a). The main parameter influencing the surface finish of the sheet during the ISF process is the vertical pitch and friction phenomena. In the ISF the sheet is deformed locally and as the contact area is small, high pressure contact and consequently high frictional resistance occur. This may result in poor surface finish (Fig. 11b). The localized plastic deformations in the sheet deform the workpiece with higher formability than compared to conventional forming techniques.

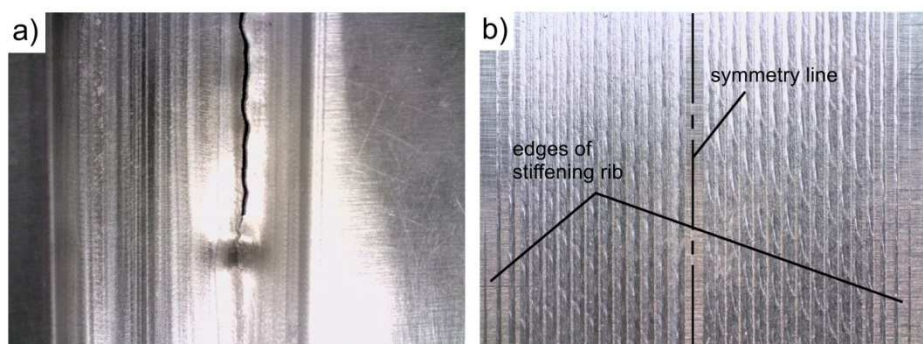


Fig. 11. Fracture at bottom of the rib (a) and scratch bands on the rib surface (b)

In the future research of SPIF for AA2024-T3 aluminium alloys, electric static heating in the forming process should be assured. Consideration should also be given to the possibility of using high rotational speeds of the tool. The combination of heating by both electric bands and high tool rotation speed has been revealed to be a feasible solution for manufacturing hard-to-form lightweight materials such as Ti alloys [24].

In SPIF methods, the outer edge of the workpiece is locked, which introduces tensile stresses in the plane of the sheet which eliminate the wrinkling of the drawpiece walls. Correction of the tool path combined with reverse engineering allows the almost completely elimination of sheet springback. The changes in the final element shape only require a 3D model change, and the generation of a new control program. By using SPIF processes, we can accelerate the prototype time and reduce the cost of the forming process instrumentation. It is also possible to use formed parts in piece and small-lot production without incurring a significant cost for tools.

7. Forming limit diagram

Excessive drawpiece wall thinning leading to cracking and wrinkling is the major defect in cold sheet metal forming processes; i.e.: deep drawing, spinning, and related methods. The possibility of a certain limiting phenomenon occurring depends on the sheet-forming method, the forming conditions and the mechanical properties of the sheet. Realizing the sheet deformation process at different strain states allows the determination of the forming limit curve. The Forming Limit Curve (FLC) is generally governed by localized necking, which eventually leads to ductile fracture. FLC can be represented as a curve of the major strain (ϵ_1) at the onset of localized necking for all values of the minor strain (ϵ_2), and the full graph is called the forming limit diagram (FLD) [25].

The suppression of localized necking in single point incremental forming is due to the inability of necks to grow [26]. If a neck was to form at the small plastic

deformation zone in contact with the forming tool, it would have to grow around the circumferential bend path that circumvents the tool. If the conditions for localized necking are met in the small plastic deformation zone, growth is inhibited by the surrounding material, which experiences lower stresses [26]. Stress-strain states existing in conventional deep drawing, which cause the conditions for the suppression of localized necking mentioned above, do not occur owing to uniform loading and deformation conditions. The differences between neighbouring plastically deforming regions in SPIF are much larger than in conventional deep drawing. So, the stress-strain states in SPIF cause easy growth of necking. The FLD determined for conventional deep drawing is not appropriate to describe failure in single point incremental forming. According to Martins et al. [26], the fracture forming limit diagram (FFLD) better describes the limiting strains in SPIF, rather than FLD.

Predicting sheet deformation based on the FLD is based on the assumption of a plain stress state in the sheet; i.e. sheet deformation corresponds to the crack moment, and only depends on the value of the major strains in the sheet plane. The FLC at SPIF represents a straight line falling in the direction of increasing values of ϵ_2 (Fig. 12). The measure of the limiting strains of the sheet is the appearance of localized deformation in the form of a groove, directly preceding the crack. Below the line of limit strains for SPIF (line 1, Fig. 12) there is a safe area with respect to the cracking of the sheet material. Above line 1 there is a loss of sheet metal stability, which leads to fracture. The values of limit strains in the incremental forming are higher than in the case of conventional forming (line 2, Fig. 12). So, in SPIF larger plastic deformations can be induced without the risk of fracture. Typical values of indicator r/g (where r is the tool tip radius, and g is sheet thickness) in SPIF are in the range of 2-10. So, according to the formula developed by Martins et al. [26], the slope of the FFLD line (Fig. 12) varies between -0.7 and -1.3 . However, in the case of a conventional deep drawing FFLD diagram the slope is often about -1 [26]. The fracture forming limit in single point incremental forming can be expressed as $\epsilon_1 + \epsilon_2 = m$ (Fig. 12), where $m = -\epsilon_t$ is the thickness strain at the onset of the fracture in plane strain conditions.

At the corners of rectangular drawpieces formed by SPIF there is a strain state which corresponds approximately to biaxial uniform stretching, and deformations in the sheet plane are equal to ($\epsilon_1 = \epsilon_2$). Along the flat walls of the rectangular drawpiece there is a state corresponding to stretching in the plane strain state ($\epsilon_1 \neq 0$, $\epsilon_2 = 0$). An increase in the diameter of the forming tool and the feed speed reduces the formability of the sheet [22].

The phenomenon which particularly limits the formation of drawpieces in SPIF with the required geometric tolerance is the springback phenomenon, which is observed particularly in the case of stainless steel [27]. The values of elastic sheet deformation depend mainly on the shape of the drawpiece and the mechanical properties of the sheet material. The heat treatment of the element to eliminate

internal stresses [27] is one of technological methods for eliminating sheet metal springback.

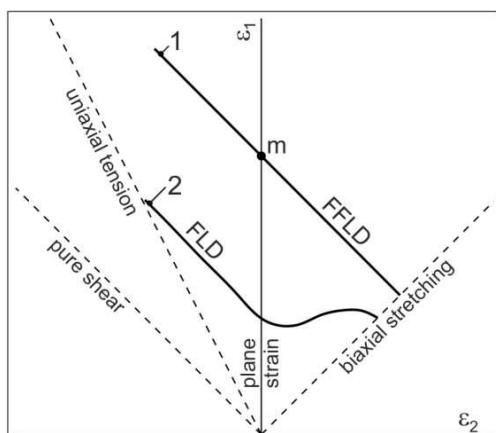


Fig. 12. Comparison of forming limit diagram for conventional sheet forming and SPIF (prepared on the basis of [27])

8. Summary and conclusions

The aim of presented experimental results was to verify the basic parameters that are to be used in forming of thin-walled structures with complex shapes like isogrid systems. The ISF becomes very attractive to make stiffening ribs in aircraft structures made of hard-deformable aluminium alloys. The formability of the sheet in ISF is defined in terms of five parameters: a radius of a tip of forming tool, a sheet thickness, a size of the vertical step down, a tool rotation speed, and a feed rate. The rotational speed of the forming tool directly influences the frictional conditions at the tool-sheet interface. It was found that the tool path strategy has a direct influence on the surface quality and an amount of limit strains prior to fracture. The depth of the stiffened rib is higher in the case of using the outward strategy compared to the inward strategy.

The main advantages of single point incremental forming are: (i) no need to manufacture the dies, (ii) the ability to shape elements on a conventional CNC milling machine, (iii) much less forming force compared to conventional deep drawing, (iv) higher value of the sheet deformation in relation to die forming, (v) constructional changes in formed elements can be quickly and easily taken into consideration. However, the SPIF has a number of disadvantages, that is: (i) longer duration of forming times compared to conventional sheet-forming methods, (ii) only economically justified for use in piece and small-lot production, (iii) low geometric accuracy of elements, especially in areas with small rounding radii, (iv) significant springback of the drawpieces, which can be minimized using appropriate tool path correcting algorithms.

References

- [1] Stachowicz F., Trzepieciński T., Pieja T.: Warm forming of stainless steel sheet, *Arch. Civ. Mech. Eng.*, 10 (2010) 85-94.
- [2] Alfonso D.: Forming without a die. Fundamentals and applications of single point incremental forming, PhD Thesis – project I. University of Aveiro, Aveiro 2016.
- [3] Amino H., Lu Y., Ozawa S., Fukuda K., Maki T.: Dieless NC of automotive service panels, *Proc. of the 7th Conference on Advanced Techniques of Plasticity*, October 2002, Yokohama, p. 1015-1020.
- [4] Cheng X., Feng W., Xia Q.: The study on the numerical simulation of non-axisymmetric tube neck spinning and process parameters optimization, *J. Plas. Eng.*, 15 (2008) 61-66.
- [5] Leszak E.: Apparatus and process for incremental dieless forming, Patent US 3342051A1, 1967.
- [6] Skjoedt M., Bay N., Endelt B., Ingarraro G.: Multi-stage strategies for single point incremental forming of a cup, *Int. J. Mater. Form.*, 1 (2008) 1199-1202.
- [7] Jadhav S.: Basic investigations of the incremental sheet metal forming process on a CNC milling machine, Shaker Verlag GmbH, Aachen 2004.
- [8] Hirt G., Ames J., Bambach M.: Basic investigation into the characteristics of dies and support tools used in CNC-incremental sheet forming, *Proc. of the IDDRG conference*, Porto, 2006, p. 341-348.
- [9] Petek A., Jurisevic B., Kuzman K., Jukar M.: Comparison of alternative approaches of single point incremental forming processes, *J. Mater. Process. Technol.*, 209 (2009) 1810-1815.
- [10] Ambrogio G., Filice L., Gagliardi F.: Formability of lightweight alloys by hot incremental sheet forming, *Mater. Des.*, 34 (2012) 501-508.
- [11] Fan G., Gao L., Hussain G., Wu Z.: Electric hot incremental forming: A novel technique, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 48 (2008) 1688-1692.
- [12] Ambrogio G., Filice L., Mano G.L.: Warm incremental forming of magnesium alloy AZ31, *CIRP Ann.-Manu. Tech.*, 57 (2008) 257-260.
- [13] Kleiner M., Geiger M., Klaus A.: Manufacturing of lightweight components by metal forming, *CIRP Ann.-Manu. Tech.*, 52 (2003) 521-543.
- [14] Aydin H., Bayram A., Uguz A., Sertan A.K.: Tensile properties of friction stir welded joints of 2024 aluminum alloys in different heat-treated-state, *Mater. Des.*, 30 (2009) 2211-2221.
- [15] Hussain G., Gao L., Hayat N., Dar U.: The formability of annealed and pre-aged AA-2024 sheets in single-point incremental forming, *Int. J. Adv. Manu. Tech.*, 46 (2010) 543-549.
- [16] Durante M., Formisano A., Langella A., Minutolo F.M.C.: The influence of tool rotation on an incremental forming process, *J. Mater. Process. Technol.*, 209 (2009) 4621-4626.
- [17] Lihui L., Kangning L., Cai G., Yang X., Guo C., Bu G.: A critical review on special forming processes and associated research for lightweight components based on the sheet and tube materials, *Manuf. Rev.*, 1 (2014), paper No 9 (open access).

- [18] Obikawa T., Satou S., Hakutani T.: Dieless incremental micro-forming of miniature shell objects of aluminium foils, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 49 (2009) 906-915.
- [19] Durante M., Formisano A., Langella A., Memola Capece Minutolo F.: The influence of tool rotation on an incremental forming process, *J. Mater. Process. Technol.*, 209 (2009) 4621-4626.
- [20] Hussain G., Gao L., Hayat N., Cui Z., Pang Y.C., Dar N.U.: Tool and lubrications for negative incremental forming of a commercially pure titanium sheet, *J. Mater. Process. Technol.*, 203 (2008) 193-201.
- [21] De Bruyn R., Treurnicht N.F.: An investigation into lubrication strategies for the incremental sheet forming of Ti-6Al-4V, *Proc. of CIE42*, July 16-18, 2012, Cape Town, p. 7.
- [22] Kim Y.H., Park J.J.: Effect of process parameters on formability in incremental forming of sheet metal, *J. Mater. Process. Technol.*, 130-131 (2002) 42-46.
- [23] Zhang Z., Ren H., Xu R., Moser N., Ndip-Agbor E., Malhotra R., Xia Z.C., Ehmann K.F., Cao J.: A mixed double-sided incremental forming toolpath strategy for improved geometric accuracy, *J. Manuf. Sci. Eng.*, 137 (2015) 1-7.
- [24] Palumbo G., Brandizzi M.: Experimental investigations on the single point incremental forming of a titanium alloy component combining static heating with high tool rotational speed, *Mater. Des.*, 40 (2012) 43-51.
- [25] Paul S.K.: Theoretical analysis of strain-and stress-based forming limit diagrams, *J. Strain Anal. Eng.*, 48 (2013) 177-188.
- [26] Martins P.A.F., Bay N., Skjoedt M., Silva M.B.: Theory of single point incremental forming, *CIRP. Ann.-Manu. Tech.*, 57 (2008) 247-252.
- [27] Durante M., Formisano A., Langella A.: Comparison between analytical and experimental roughness values of components created by incremental forming, *J. Mater. Process. Technol.*, 210 (2010) 1934-1941.

MOŻLIWOŚCI ZASTOSOWANIA METOD KSZTAŁTOWANIA PRZYROSTOWEGO BLACH W PRZEMYSŁE LOTNICZYM

Streszczenie

Artykuł zawiera charakterystykę metod kształtowania przyrostowego blach z wykorzystaniem dwóch odmian: kształtowania jedno- i dwupunktowego. Zaprezentowano czynniki wpływające na możliwość zastosowania omawianej metody oraz zjawiska ograniczające zastosowanie kształtowania przyrostowego blach. Na podstawie przeprowadzonych eksperymentalnych badań pilotażowych przedstawiono również wady i zalety jednopunktowego kształtowania przyrostowego. Zawarto również wybrane przykłady zastosowania technik kształtowania przyrostowego do wytwarzania wyrobów dla przemysłu lotniczego.

Słowa kluczowe: przemysł lotniczy, kształtowanie przyrostowe, kształtowanie blach

DOI: 10.7862/rm.2018.08

Otrzymano/received: 19.09.2017

Zaakceptowano/accepted: 20.12.2017

Krzysztof WACŁAWIAK¹
Jerzy OKRAJNI²

MODELOWANIE WPLYWU PARAMETRÓW EKSPLOATACYJNYCH NA STAN NAPRĘŻENIA RUR GRUBOŚCIENNYCH W KOTŁACH O PARAMETRACH NADKRYTYCZNYCH

W pracy przedstawiono przykłady modelowania procesów cieplno-mechanicznych zachodzących w rurach grubościennych podczas uruchamiania bloków energetycznych. Rozpatrzono przykłady elementów wykonanych ze stopu HR6W przeznaczonego na elementy urządzeń energetycznych o podwyższonych parametrach pracy. Omówiono zagadnienie wyznaczania pól temperatury i składowych stanu naprężenia na przykładzie rury grubościennej o średnicy zewnętrznej wynoszącej 540 mm i grubości ściany równej 127 mm, która reprezentuje elementy bloków o nadkrytycznych parametrach pracy, projektowane z uwagi na kryterium wytrzymałości na pełzanie. Ciśnienie wewnątrz rury w warunkach pracy ustalonej wynosiło 31,4 MPa, a temperatura 610°C. Skoncentrowano się na zagadnieniu oceny wpływu krótkotrwałych zmian temperatury podczas cykli uruchamiania bloku energetycznego na rozkłady zmiennej w czasie temperatury i związane z nimi naprężenia cieplne. Przedstawiono sposób modelowania uwzględniający możliwość oceny wpływu czasu rozruchu i niestabilności parametrów pary w tym okresie na przebieg lokalnych charakterystyk procesu odkształcania materiału. Ważne dla symulacji numerycznej właściwości materiałowe przyjmowano jako zależne od temperatury. Wyznaczono lokalne charakterystyki odkształcania wybranych punktów na powierzchni rury w postaci zależności pomiędzy odkształceniem i naprężeniem obwodowym. Wykazano istotny wpływ oscylacji temperatury występujących w warunkach rozruchu na zmienne w czasie pola naprężeń i odkształceń, sprzyjające powstawaniu zjawisk o zmęczeniowym charakterze.

Słowa kluczowe: zmęczenie cieplno-mechaniczne, symulacja numeryczna, rozruch kotłów energetycznych

1. Wprowadzenie

Ciągły wzrost parametrów pracy oraz konieczność większej dyspozycyjności uruchamianych i projektowanych obecnie bloków energetycznych, wynika-

¹ Autor do korespondencji/corresponding author: Krzysztof Waclawiak, Politechnika Śląska, ul. Krasińskiego 8, 40-019 Katowice, tel.: (32) 6034284, e-mail: krzysztof.waclawiak@polsl.pl

² Jerzy Okrajni, Politechnika Śląska, e-mail: jerzy.okrajni@polsl.pl

jące zarówno ze względów ekologicznych, jak i dążenia do podniesienia ich sprawności, powoduje konieczność poszukiwania nowych materiałów spełniających kryteria wytrzymałościowe i bezpieczeństwo eksploatacji urządzeń narażonych na oddziaływanie coraz wyższej temperatury oraz rosnących obciążeń mechanicznych. Podstawowym kryterium oceny cech użytkowych materiałów przeznaczonych do pracy w urządzeniach bloków energetycznych jest ich wytrzymałość na pełzanie. Wobec tego projektowane i wytwarzane nowe stopy metali przeznaczone dla energetyki charakteryzują się coraz większą wytrzymałością na pełzanie, czego konsekwencją powinien być wzrost ich trwałości w warunkach długotrwałego oddziaływania ustalonych obciążeń o mechanicznym charakterze. Często jednak zmiany składu chemicznego oraz technologii wytwarzania nowego materiału oprócz zwiększenia wytrzymałości na pełzanie powodują także zmiany innych właściwości decydujących o jego zachowaniu się w warunkach technologii wytwarzania wykonywanych z niego elementów oraz ich użytkowania. Obserwuje się niekiedy większą skłonność do powstawania w nich wad podczas procesu spawania oraz obniżenie odporności na pękanie. Odmienne są również właściwości fizyczne nowych stopów w porównaniu z klasycznymi stalami stosowanymi od wielu lat w energetyce. Zespół tych cech okazuje się szczególnie istotny w warunkach oddziaływania zmiennych obciążeń. Dotyczy to zwłaszcza takich właściwości, jak współczynnik liniowej rozszerzalności i przewodności cieplnej. Ten ostatni zmienia się w zakresie od 11 do 31 W/m·K w temperaturze od 20 do 600°C. Rola tych właściwości rośnie z uwagi na ich wpływ na wielkość naprężeń cieplnych w warunkach rozruchu i wyłączenia bloku energetycznego. Występujące wówczas zmienne, z dużą szybkością nierównomierne pola temperatury stanowią przyczynę pojawienia się zjawisk o zmęczeniowym charakterze. Materiały o wyższej przewodności i rozszerzalności cieplnej będą bardziej narażone na oddziaływanie procesów zmęczenia cieplno-mechanicznego.

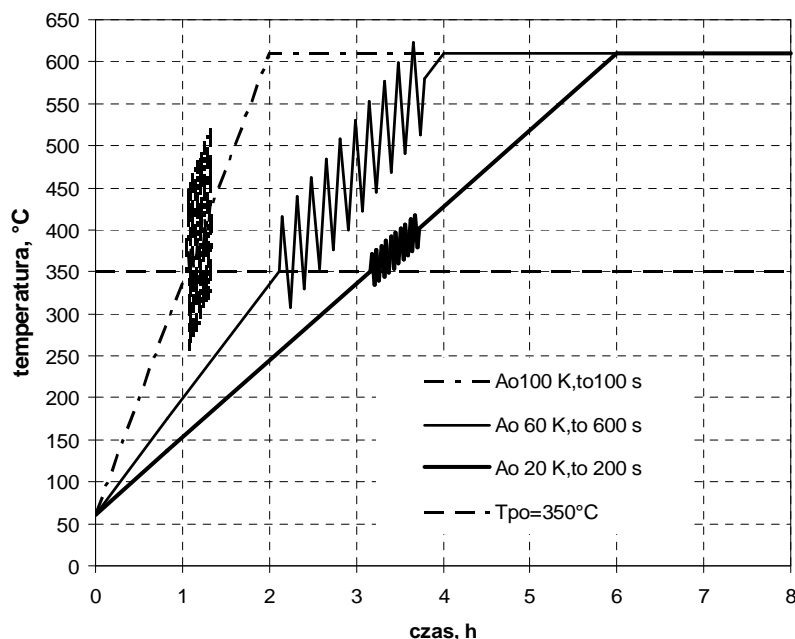
Prognozowanie zachowania się i trwałości elementów poddanych zmęczeniu cieplno-mechanicznemu wymaga zastosowania metod analizy uwzględniających specyfikę ich właściwości materiałowych i warunków użytkowania. Wielkość oddziaływań cieplnych decydujących o intensywności procesów zmęczeniowych jest w tym przypadku zależna zarówno od warunków zewnętrznych, takich jak temperatura ośrodka, szybkość jej zmian w czasie i wartość ciśnienia, jak i właściwości fizycznych, od których zależą odkształcenia i naprężenia cieplne. Istotną rolę pełnią także zjawiska wymiany ciepła na powierzchni rozpatrywanych elementów. Opis współzależności pomiędzy zjawiskami o charakterze mechanicznym i cieplnym może się w takim przypadku opierać na zastosowaniu metod komputerowego modelowania, uwzględniającego opis przebiegu procesu wymiany ciepła oraz powstawania zmiennych w czasie pól temperatury i naprężeń cieplnych w elementach kotłów pracujących w energetyce. W pracy przedstawiono tego typu ujęcie na przykładzie rur grubościennych wykonanych ze stopu

niklu HR6W przewidywanego do zastosowania na elementy grubościennie kotłów o parametrach nadkrytycznych.

2. Modelowanie warunków rozruchu kotłów na przykładzie występujących w nich elementów w postaci rur grubościennych

Charakterystyka obciążeń w warunkach jednego cyklu pracy elementów bloku energetycznego obejmuje okresy: uruchomienia, pracy przy ustalonej wartości temperatury pary i ciśnienia oraz okres odstawienia. Projektanci zakładają najczęściej, że podczas uruchamiania bloku temperatura i ciśnienie zmieniają się monotonicznie do wartości ustalonych, przyjmowanych jako nominalne parametry pracy instalacji. W celu ograniczenia wartości naprężeń związanych z oddziaływaniem nierównomiernego pola temperatury przyjmowane są dopuszczalne szybkości zmian temperatury w funkcji czasu. Ten przedział czasu w cyklu pracy można przybliżyć liniową zależnością pomiędzy zmienną temperaturą i czasem. W rzeczywistych warunkach podczas uruchamiania bloku występują chwilowe gwałtowne zmiany temperatury uwarunkowane procedurą włączania poszczególnych elementów instalacji, związane z działaniem systemu sterowania. Pojawiają się wówczas oscylacje temperatury pary [1-5]. Szybkość zmian temperatury pary w krótkich przedziałach czasu może osiągać znaczne wartości. Duża szybkość jej zmian powoduje powstawanie chwilowych znacznych gradientów temperatury na przekroju grubościennych elementów i towarzyszące tym gradientom zmiany naprężeń cieplnych. Na rysunku 1. przedstawiono różne przypadki możliwych zmian temperatury pary podczas uruchamiania bloku energetycznego. Przypadki te różnią się czasem rozruchu, decydującym o średniej prędkości zmian temperatury odniesionej do przedziału czasu obejmującego uruchomienie urządzeń bloku energetycznego. Zobrazowane na rys. 1. charakterystyki zmian temperatury pary w funkcji czasu potraktowano jako modelowe przybliżenie rzeczywistych warunków eksploatacji podczas stanów nieustalonych pracy bloku energetycznego. Przebiegi te obejmują również założone przedziały czasu, podczas których występują chwilowe oscylacje temperatury. Parametrami charakteryzującymi te oscylacje są: amplituda zmian temperatury i okres jej zmian. Tak założone modele możliwych przebiegów zmian temperatury pary podczas rozruchu miały na celu zbadanie wpływu zarówno średniej prędkości uruchamiania bloku energetycznego, jak i parametrów możliwych oscylacji temperatury na zmienny w czasie stan naprężenia w grubościennych elementach instalacji. Należy przy tym zauważyć, że liczba założonych oscylacji nie jest ściśle związana z rzeczywistymi warunkami użytkowania. Przyjęte warunki wymiany ciepła podczas rozruchu mają bowiem na celu sformułowanie wniosków o ogólnym charakterze, odnoszących się do ilościowego wpływu parametrów tych oscylacji na przebieg charakterystyk wytrzymałościowych elementów, w których występują. W rzeczywistych warunkach użytkowania oscylacje w poszczególnych rozruchach posiadają

różne amplitudy, a ich liczba różni się dla poszczególnych nieustalonych okresów zmian temperatury.



Rys. 1. Zmiana temperatury pary przyjęta w opisie konwekcji wymuszonej we wnętrzu rury dla przykładowych wariantów obliczeniowych

Fig. 1. Variation of steam temperature as a function of the time, assumed in forced convection inside the tube for exemplary calculated cases

W celu rozpatrzenia wpływu warunków uruchamiania bloku energetycznego na możliwość występowania w jego elementach procesów o zmęczeniowym charakterze założono różne wartości średniej szybkości zmian temperatury w czasie oraz przyjęto możliwość występowania oscylacji o różnej amplitudzie i zmieniającym się okresie. Jako parametry charakteryzujące przebieg poszczególnych rozruchów założono całkowity czas rozruchu t_r , temperaturę początku występowania oscylacji T_{po} , ich amplitudę A_o oraz okres t_o .

Wielkości te były traktowane jako zmienne dla poszczególnych testów, w których przy zastosowaniu metody elementów skończonych wyznaczano zmienne w czasie rozkładu temperatury i naprężeń w rurze grubościenniej. Rozpatrzono zagadnienie oceny zachowania się wybranej rury grubościenniej ze stopu HR6W, zaprojektowanej do pracy w bloku energetycznym o parametrach nadkrytycznych – ciśnienie pary 31,5 MPa, temperatura 610°C. Rozpatrywany element potraktowano jako rurę o nieskończonej długości, o równomiernym rozkładzie temperatury wzdłuż jej osi i na obwodzie. Zagadnienie wyznaczania pola temperatury i naprężeń było więc osiowosymetryczne. Średnica zewnętrzna rury

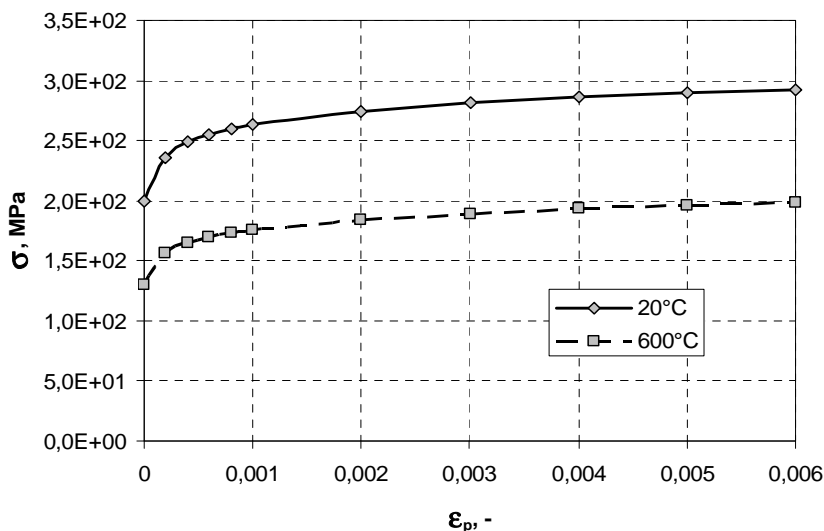
wynosiła 534 mm, a grubość ścianki 127 mm. Elementy o takich wymiarach mogą występować w blokach o parametrach nadkrytycznych, z uwagi na wielkość występujących w nich obciążeń i temperatury oraz wytrzymałość na pełzanie stopu HR6W, który w przedstawionych rozważaniach potraktowano jako przykład materiału przeznaczonego do pracy w tych warunkach.

Ze względu na symetrię modelowano ćwiartkę rury. Utworzona siatka miała elementy o wielkości 5 mm. Przeliczono 18 przykładów przedstawionych w tab. 1., uwzględniając: 3 czasy rozruchu (2, 4 i 6 h), 3 amplitudy oscylacji (20, 60 i 100 K), 2 okresy oscylacji (200 i 600 s), liczbę oscylacji 10, z wyjątkiem 3 przypadków z czasem rozruchu wynoszącym 2 h i okresem oscylacji równym 600 s – wtedy liczba oscylacji wyniosła 5. Obliczenia wykonano przy zastosowaniu oprogramowania Ansys. Należy dodać, że analizowany najkrótszy czas rozruchu, wynoszący 2 h, jest hipotetyczny i obecnie nie występuje w praktyce eksploatacyjnej. Służy jedynie wskazaniu, że taki przyspieszony rozruch prowadzi do wzrostu naprężenia w elemencie grubościennym.

Tabela 1. Zestawienie wariantów obliczeniowych

Table 1. A set of calculated cases

Lp.	Oznaczenie	Czas rozruchu t_r , h	Amplituda oscylacji temperatury A_o , K	Okres oscylacji temperatury t_o , s	Uwagi
1	Ia2p	2	20	200	
2	Ib2p	2	60	200	
3	Ic2p	2	100	200	
4	Ia1p	2	20	600	N = 5
5	Ib1p	2	60	600	N = 5
6	Ic1p	2	100	600	N = 5
7	IIa2p	4	20	200	
8	IIb2p	4	60	200	
9	IIc2p	4	100	200	
10	IIa1p	4	20	600	
11	IIb1p	4	60	600	
12	IIc1p	4	100	600	
13	IIIa2p	6	20	200	
14	IIIb2p	6	60	200	
15	IIIc2p	6	100	200	
16	IIIa1p	6	20	600	
17	IIIb1p	6	60	600	
18	IIIc1p	6	100	600	
Zawsze: temperatura początku oscylacji $T_{po} = 350^\circ\text{C}$, $N = 10$, czas pracy ustalonej $t_u = 2$ h.					



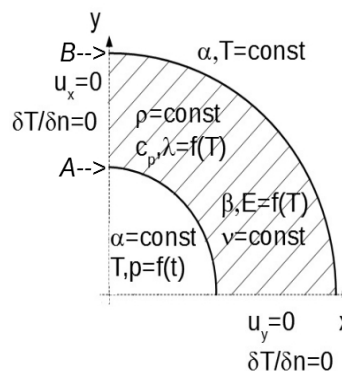
Rys. 2. Krzywe umocnienia stopu HR6W wyznaczone dla wybranych temperatur

Fig. 2. Strain-hardening curves of HR6W alloy determined for selected temperatures

Wykaz przyjętych założeń:

- gęstość stali (ρ) 7840 kg/m³,
- temperatura (T) początkowa materiału rury 60°C,
- temperatura początku występowania oscylacji $T_{po} = 350^\circ\text{C}$,
- liczba oscylacji $N = 10$ lub 5 w trzech przypadkach,
- czas pracy ustalonej (niezmienności warunków brzegowych) $t_u = 2$ h,
- ciśnienie (p) zmienne liniowo w czasie rozruchu od wartości 0 do 31,5 MPa,
- konwekcja swobodna na zewnątrz rury, opisana stałymi wartościami temperatury 50°C i współczynnika wnikania ciepła (α) 50 W/m²·K,
- konwekcja wymuszona we wnętrzu rury, opisana stałą wartością współczynnika wnikania ciepła (α) 1000 W/m²·K oraz narastaniem temperatury od wartości początkowej do końcowej liniowo, z fragmentem występowania oscylacji o stałej szybkości wzrostu i spadku temperatury – o piórowym kształcie,
- typ modelu numerycznego – osiowosymetryczny,
- materiał – stop HR6W o właściwościach zależnych od temperatury: współczynnika rozszerzalności (β), współczynnika przewodzenia ciepła (λ), pojemności cieplnej właściwej (c_p), module Younga (E), liczbie Poissona (ν),
- umocnienie kinematyczne materiału,
- przedstawione w formie tabelarycznej krzywe umocnienia, uzyskane z prób rozciągania, w zależności od temperatury (przykłady ilustruje rys. 2., gdzie ϵ_p – odkształcenie plastyczne).

Schemat przyjętych warunków brzegowych dla zagadnienia cieplnego i mechanicznego (przemieszczenia u_x , u_y) ilustruje rys. 3. Zaznaczono również punkt A w osi symetrii przekroju rury na powierzchni wewnętrznej oraz punkt B na powierzchni zewnętrznej rury. Dla tych punktów przedstawiono wyniki obliczeń, w tym naprężenie obwodowe $\sigma_o = \sigma_x$ w funkcji mechanicznego odkształcenia obwodowego ϵ_{om} .



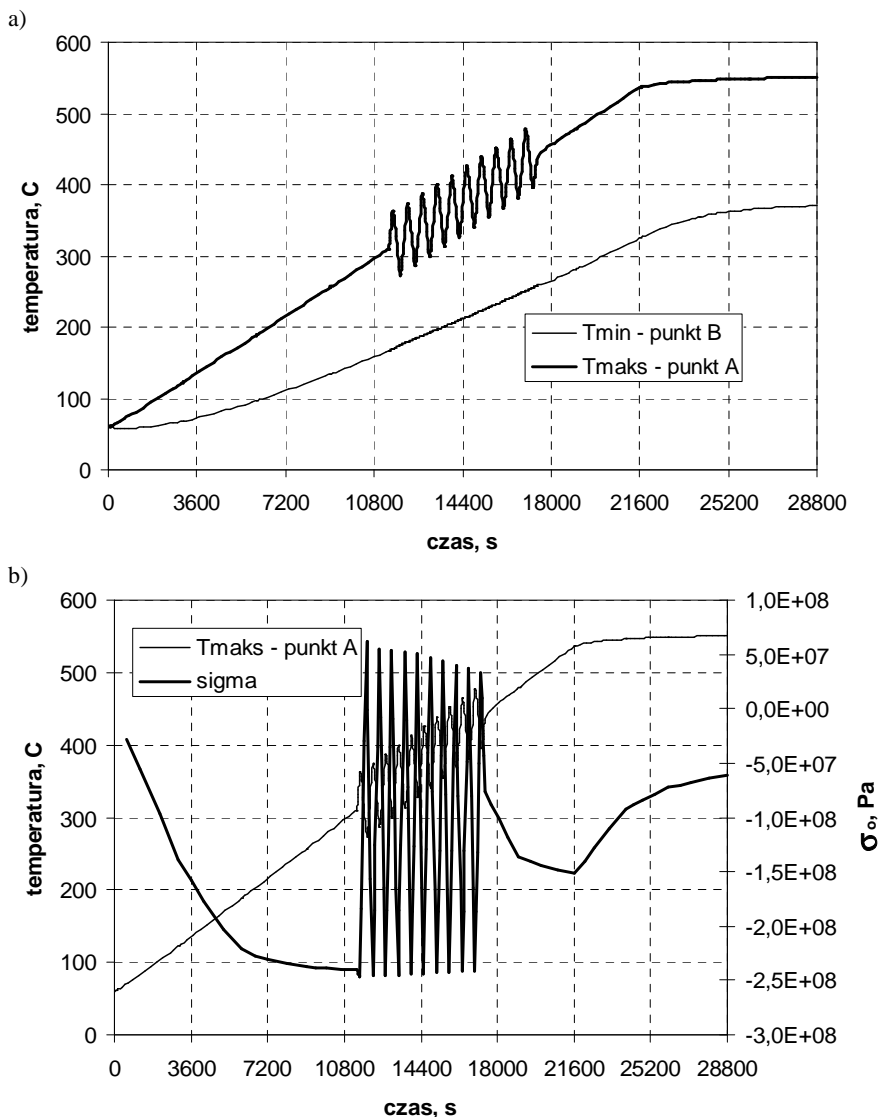
Rys. 3. Schematyczne przedstawienie przyjętych warunków brzegowych zagadnienia cieplno-mechanicznego

Fig. 3. The schematic representation of adopted boundary conditions for thermo-mechanical problem

Na rysunku 4a przedstawiono przykłady charakterystyk obrazujących zmiany temperatury w przykładowych punktach rury grubościennnej dla wybranego wariantu rozruchu. Na podstawie obliczonych rozkładów temperatury oraz wartości zmiennego w funkcji czasu ciśnienia wewnątrz rury wyznaczono rozkłady naprężeń. Rysunek 4b obrazuje zmiany w funkcji czasu naprężenia obwodowego wyznaczonego dla tego samego wybranego punktu i wariantu rozruchu. Charakterystykę tę przedstawiono na tle wykresu zmian temperatury punktu na powierzchni wewnętrznej w funkcji czasu.

Rozpatrując zagadnienie powstawania zjawisk zmęczeniowych w analizowanym elemencie, skoncentrowano się na przebiegu zmian naprężeń i odkształceń na powierzchni rury grubościennnej. Wybrano w tym celu dwa punkty: A i B, na przekroju rury, położone na powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej. W punktach tych analizowano przebieg zmian w czasie temperatury oraz składowych stanu naprężenia i odkształcenia. Stwierdzono, że z uwagi na większe wartości gradientów temperatury naprężenia cieplne wywołane jej oscylacjami osiągają większe wartości na powierzchni wewnętrznej rury. Na tej powierzchni również naprężenia obwodowe wywołane obciążeniami mechanicznymi – ciśnieniem przyjmują większe wartości w porównaniu z naprężeniami na powierzchni zewnętrznej. Rozpatrując odrębnie każdy z punktów położonych na powierzchni wewnętrznej, można zauważyć, że wyznaczone dla niego naprężenia obwodowe i osiowe wywołane nierównomiernym polem temperatury są takie same.

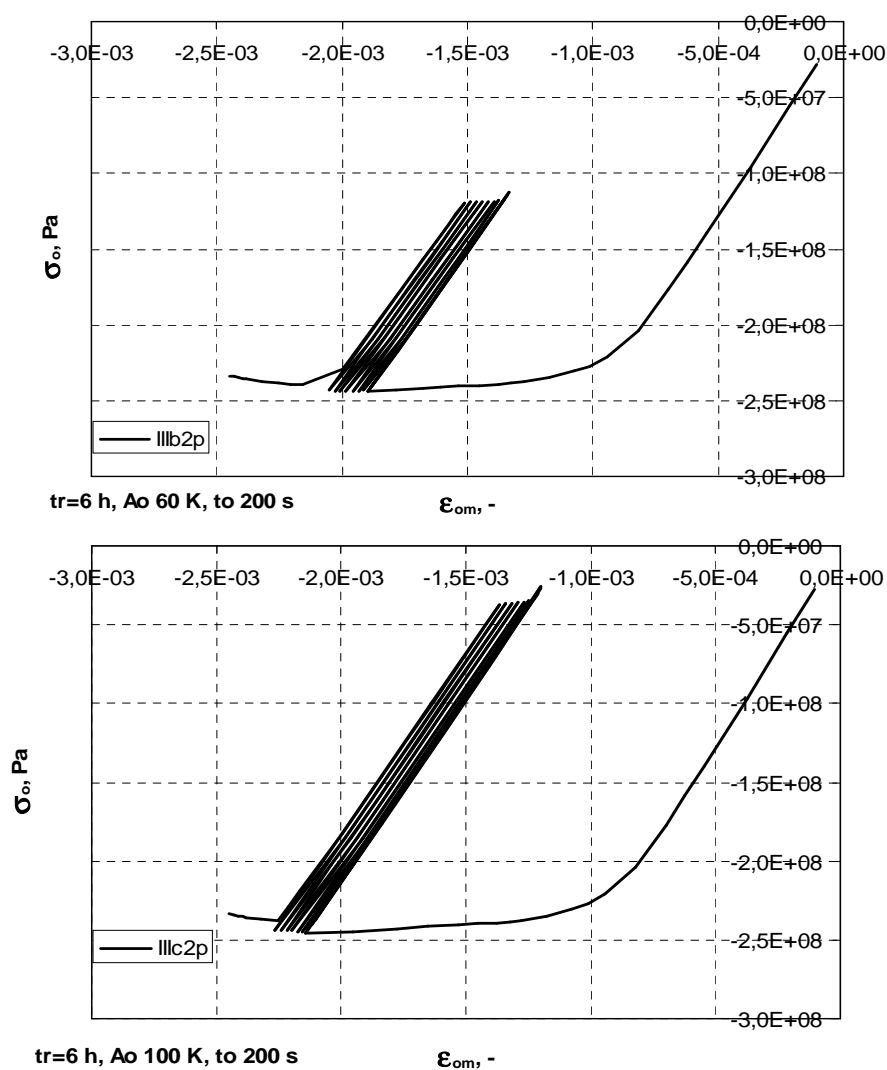
W pracy porównano zależności pomiędzy mechanicznymi odkształceniami i naprężeniami obwodowymi na powierzchni wewnętrznej rozpatrywanego elementu grubościennego, wyznaczone dla poszczególnych wariantów rozruchu.



Rys. 4. Przebieg zmian temperatury w punkcie A w wybranym przypadku obliczeniowym: czas rozruchu 6 h, amplituda oscylacji 60 K, okres oscylacji 600 s, wraz ze zmianami naprężenia obwodowego

Fig. 4. The variation of temperature in the point A for a selected computational case: start-up time of 6 h, oscillation amplitude of 60 K, oscillation period of 600 s, with the changes of circumferential stress

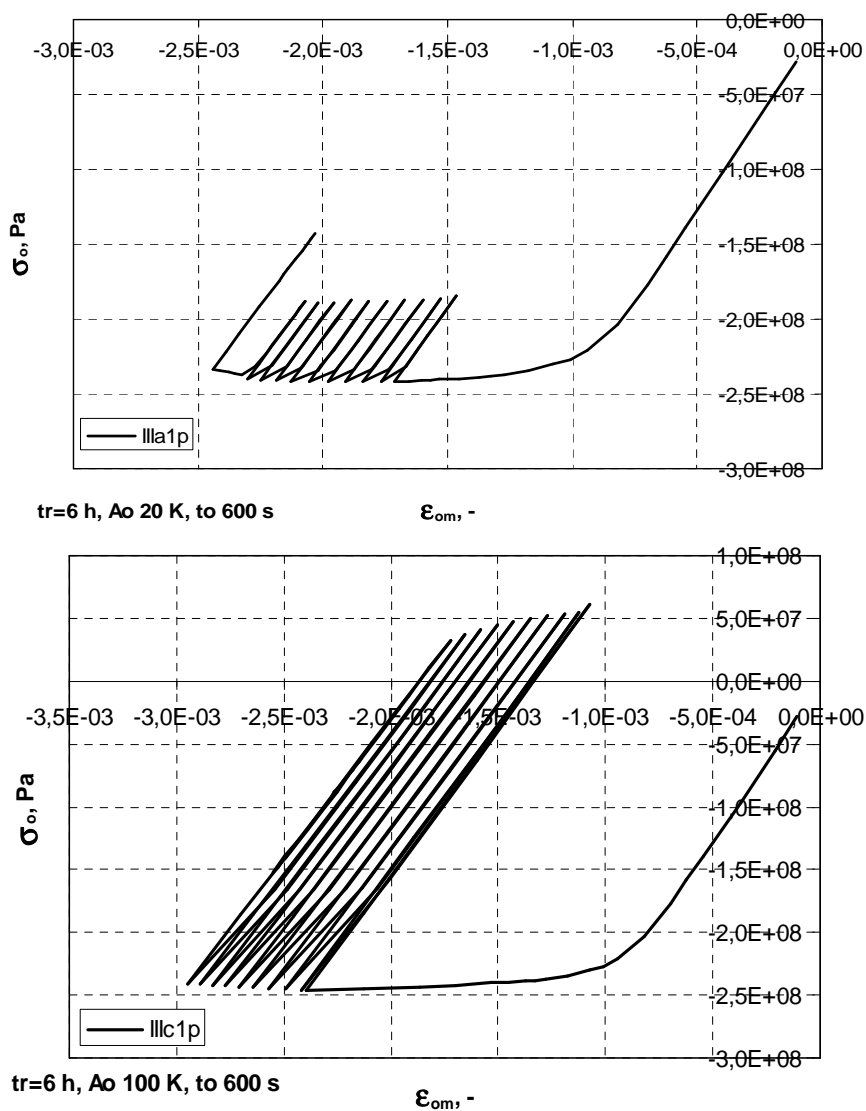
W pierwszej kolejności porównano ze sobą mechaniczne charakterystyki rozruchu wyznaczone dla tego samego czasu rozruchu i okresu oscylacji 200 s oraz ich różnych amplitud (rys. 5.). Wykresy przedstawione na rys. 5. wykazują istotny



Rys. 5. Napężenie obwodowe na powierzchni wewnętrznej rury (punkt A) w przypadku czasu rozruchu wynoszącego 6 h, okresu oscylacji 200 s i różnych amplitud oscylacji temperatury: 60 i 100 K

Fig. 5. Circumferential stress at the inner surface of the tube (point A) for a following case: start-up time of 6 h, oscillation period of 200 s and different oscillation amplitudes of temperature: 60 and 100 K

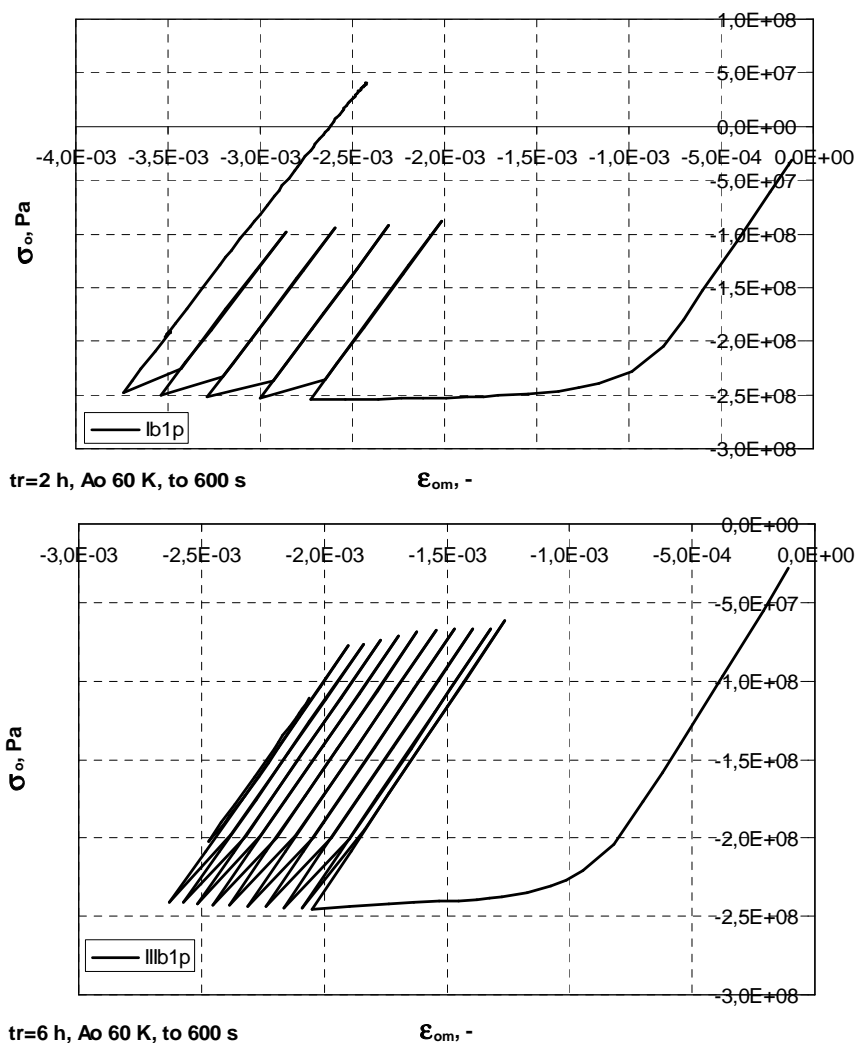
wpływ amplitudy oscylacji na wartość naprężeń obwodowych, a w szczególności na zakres zmian tych naprężeń. Na tej podstawie można stwierdzić, że intensywność powstawania uszkodzeń o zmęczeniowym charakterze w elementach grubościennych kotłów o nadkrytycznych parametrach będzie zależała między innymi od wielkości amplitudy oscylacji temperatury.



Rys. 6. Wpływ amplitudy oscylacji (20 i 100 K) na naprężenie obwodowe na powierzchni wewnętrznej rury (punkt A) w przypadku czasu rozruchu wynoszącego 6 h i okresu oscylacji 600 s

Fig. 6. Effect of oscillation amplitude (20 i 100 K) on circumferential stress at the inner surface of the tube (point A) for a following case: start-up time of 6 h and oscillation period of 600 s

Podobne stwierdzenie można sformułować na podstawie analizy wykresów na rys. 6., na którym przedstawiono charakterystyki wyznaczone dla dłuższego okresu oscylacji – 600 s. Porównując charakterystyki z rys. 5. i 6., zauważa się



Rys. 7. Wpływ czasu rozruchu (2 i 6 h) na naprężenie obwodowe na powierzchni wewnętrznej rury (punkt A) w przypadku okresu oscylacji 600 s amplitudy oscylacji temperatury 60 K

Fig. 7. Effect of start-up time (2 and 6 h) on circumferential stress at the inner surface of the tube (point A) for a following case: oscillation period of 600 s and oscillation temperature of 60 K

dwie kolejne prawidłowości. Po pierwsze, zwiększenie okresu oscylacji może prowadzić do wzrostu zakresu zmiennych naprężeń. Naprężenia zmieniają przy tym swój znak podczas poszczególnych cykli oscylacyjnego wzrostu i spadku temperatury. Po drugie, na powierzchni rozpatrywanej rury grubościennej największa wartość mechanicznego odkształcenia całkowitego zależy od wartości

amplitudy oscylacji. Efekt ten staje się bardziej wyraźny w przypadku dużych okresów oscylacji i można go interpretować jako skutek kumulacji odkształceń trwałych w poszczególnych cyklach zmian temperatury i związanych z nią naprężeń.

Najbardziej istotnym czynnikiem, decydującym o największej wartości odkształcenia w danym cyklu uruchomienia bloku, jest czas rozruchu t_r (rys. 7.). Jest on związany z szybkością nagrzewania powierzchni wewnętrznej rury grubościennnej i ma wpływ na chwilowy „stopień nierównomierności rozkładu temperatury” mierzony przy powierzchni jej gradientem. Decyduje zatem o rozkładzie naprężeń cieplnych, które równoważą się w całej objętości rury. W przypadku oscylacji temperatury obszar, w którym równoważą się naprężenia, jest ulokowany w pobliżu powierzchni rury i zależy od amplitudy oscylacji oraz ich okresu.

Na podstawie przeprowadzonej oceny charakteru zmian stanu naprężenia w zależności od rodzaju obciążeń i położenia punktu, w którym jest analizowany przebieg procesu odkształcania, należy zauważyć, że przebieg ten zależy od relacji pomiędzy charakterystykami zmiennych w czasie obciążeń mechanicznych i obciążeń cieplnych zdeterminowanych polem temperatury, a w analizie procesów zmęczeniowych przebiegi zmian takich wielkości, jak naprężenie, odkształcenie i temperatura należy traktować w sposób lokalny.

3. Podsumowanie

Wielkość oddziaływań decydujących o procesie powstawania uszkodzeń w rozpatrywanych elementach grubościennych urządzeń energetycznych jest związana nie tylko ze zmianami parametrów pracy instalacji, takich jak ciśnienie i temperatura oraz szybkość jej zmian w cyklu pracy bloku energetycznego, lecz zależy również od właściwości fizycznych materiałów, z których są wykonane. Należą do nich między innymi przewodność, pojemność oraz dyfuzyjność cieplna, decydujące o przebiegu zmian temperatury w objętości rozpatrywanych elementów, w tym o wielkości jej gradientów wpływających na wartości odkształceń oraz naprężeń cieplnych. Stwierdzenie to jest szczególnie istotne w przypadku stopu HR6W, ponieważ jego wysoka wytrzymałość i trwałość w warunkach pełzania wiążą się z niekorzystnie niską przewodnością cieplną, decydującą o wielkości wspomnianych gradientów. Dodatkowo ten niekorzystny wpływ jest wzmocniany oddziaływaniem wyższej rozszerzalności cieplnej w porównaniu z konwencjonalnymi stalami stosowanymi w energetyce.

Analiza przebiegu zmiennych w funkcji czasu naprężeń i odkształceń w rozpatrywanej rurze grubościennnej wykazała, że występowanie chwilowych oscylacyjnych zmian temperatury w warunkach uruchamiania bloku energetycznego może prowadzić do powstawania zjawisk zmęczeniowych zachodzących w elementach grubościennych wykonanych z materiałów o właściwościach fizycznych sprzyjających powstawaniu w nich naprężeń cieplnych. Zjawiska o takim charak-

terze można analizować przy użyciu modelowania komputerowego, w tym metody elementów skończonych umożliwiającej wyznaczenie zmiennej w funkcji czasu temperatury, naprężeń i odkształceń dla założonych zależnych od temperatury właściwości fizycznych materiału.

Przedstawione w opracowaniu rozważania odnoszą się do wybranego materiału oraz charakterystyk rozruchu zbliżonych swoimi parametrami do ich możliwych rzeczywistych przebiegów podczas tego etapu pracy instalacji. Już na tym etapie rozważań, które mają charakter głównie metodyczny, można zauważyć, że istotność zjawisk o charakterze zmęczeniowym rośnie wraz ze wzrostem parametrów pracy urządzeń instalacji energetycznych. W przypadku tego rodzaju instalacji ważna jest procedura ich uruchamiania, w której szczególną rolę pełni czas rozruchu. W procedurach takich należy również wziąć pod uwagę możliwość wystąpienia oscylacji temperatury, których parametry będą decydowały o zmęczeniu materiału na powierzchni elementów instalacji. Obecnie istnieje możliwość prowadzenia szczegółowych analiz zjawisk o charakterze zmęczeniowym już na etapie projektowania instalacji energetycznych. W analizach tego rodzaju istotne są dane odnoszące się tak do zmiennych w funkcji czasu parametrów pracy bloków energetycznych, jak i zależnych od temperatury właściwości materiałowych.

Przedstawione opracowanie obejmuje ocenę przebiegu zmiennych w funkcji czasu naprężeń i odkształceń w wybranym elemencie dla wybranych modelowych przebiegów rozruchu bloku energetycznego oraz założonych właściwości fizycznych i danych odnośnie do przebiegu umocnienia materiału, wyznaczonych w statycznej próbie rozciągania. Przyjęto również stały współczynnik przejmowania ciepła na podstawie norm projektowania naczyń ciśnieniowych [6]. W dalszej kolejności należy wziąć pod uwagę eksperymentalnie wyznaczone właściwości zmęczeniowe rozpatrywanego materiału, a w szczególności wpływ temperatury na przebieg cyklicznych procesów odkształcania i trwałość w warunkach zmęczenia cieplno-mechanicznego [7-11]. Należy również rozpatrzyć wpływ zmienności współczynnika przejmowania ciepła w zależności od parametrów pary i czasu na rozkłady temperatury w rozpatrywanych elementach [4, 5]. Zagadnienia te będą przedmiotem kolejnych analiz.

Podziękowania: Praca została wykonana z wykorzystaniem Infrastruktury PLGrid. Obliczenia zostały przeprowadzone na superkomputerze Prometheus w ACK Cyfronet AGH.

Literatura

- [1] Farragher T.P., Scully S., O'Dowd N.P., Leen S.B.: Development of life assessment procedures for power plant headers operated under flexible loading scenarios, *Int. J. Fatigue*, 49 (2013) 50-61.

- [2] Farragher T.P., Scully S., O'Dowd N.P., Leen S.B.: Thermomechanical analysis of pressurized pipe under plant conditions, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 135 (2013) 011204-1-9.
- [3] Okrajni J., Twardawa M.: Local strains that lead to the thermo-mechanical fatigue of thick-walled pressure vessels, *Mater. Performance Characterization ASTM Int.*, 2 (2014) 244-261.
- [4] Okrajni J., Twardawa M.: Boundary conditions in models of power plant components under thermal loading, *Arch. Mater. Sci. Eng.*, 62 (2013) 28-35.
- [5] Okrajni J., Twardawa M.: Influence of a variable in time heat transfer coefficient on stresses in models of power plant components, *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 136 (2014) 041602-1-6.
- [6] PN-EN 12952-4:2002.
- [7] Bressers J., Remy L. (eds.): *Fatigue under Thermal and Mechanical loading*, Kluwer Academic Publishers, Netherlands 1996.
- [8] Hähner P., Rinaldi C., Bicego V., Affeld E., Brendel T., Andersson H., Beck T., Klingelhöffer H., Kühn H.-J., Köster A., Laveday M., Marchionni M., Rae C.: Research and development into a European code-of-practice for strain-controlled thermo-mechanical fatigue test, *Int. J. Fatigue*, 30 (2008) 372-381.
- [9] Sehitoglu H.: Thermal and thermo-mechanical fatigue of structural alloys, [in:] *Fatigue and Fracture ASTM Handbook*, 19 (2008) 527-556.
- [10] Okrajni J., Plaza M.: Simulation of the fracture process of materials subjected to low-cycle fatigue of mechanical and thermal character, *J. Mater. Proc. Technol.*, 53 (1995) 311-318.
- [11] Okrajni J., Junak G., Marek A.: Modelling of the deformation process under thermo-mechanical fatigue conditions, *Int. J. Fatigue*, 30 (2008) 324-329.

MODELING OF RELATION BETWEEN OPERATION PARAMETERS OF SUPER-CRITICAL POWER BOILERS AND STRESS FIELDS OF THICK-WALLED TUBES

S u m m a r y

The examples of simulation of thermo-mechanical processes which undergo during start-up of commercial power boilers in thick-walled tubes have been presented. The tubes were made of nickel alloy HR6W. This material will be used for thick-walled elements of future boilers with raised operation parameters. The determination of temperature distribution and components of stress state was carried out for the tube with an outer diameter of 540 mm and wall thickness of 127 mm. The analysed heavy wall tube represents the elements of super-critical unit designed due to creep strength. The pressure inside the tube, under steady-state conditions, was 31.4 MPa and temperature was equal to 610°C. The investigations were focused on assessment of the effect of transient changes in temperature during start-up cycles of power unit on distributions of time-dependent temperature and thermal stresses. The method of modeling that allows to assess the effect of start-up time and instability of steam parameters on the local characteristics of the material deformation. The important material properties for the numerical simulation were assumed in relation to the temperature. The local characteristics of deformation of selected points lying on tube surface in

a form of relations between strain and circumferential stress were determined. It has been shown that temperature change oscillations under start-up of boiler has an important effect on the time-dependent stress and strain distributions, intensifies the fatigue phenomena.

Keywords: thermomechanical fatigue, numerical simulation, start-up of power boilers

DOI: 10.7862/rm.2018.09

Otrzymano/received: 07.01.2018

Zaakceptowano/accepted: 22.01.2018

Informacje dodatkowe

1. Lista recenzentów współpracujących będzie opublikowana w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2018 oraz zamieszczona na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
2. Zasady recenzowania są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/zasady-recenzowania/>
3. Informacje dla autorów artykułów są udostępnione na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/informacje-dla-autorow/>
4. Formularz recenzji jest udostępniony na stronie internetowej:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
5. Instrukcja dla autorów omawiająca szczegółowo strukturę artykułu, jego układ, sposób przygotowywania materiału ilustracyjnego i piśmiennictwa jest zamieszczona na stronach internetowych:
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/instrukcja-dla-autorow/>
oraz
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>
w zakładce „Instrukcja dla autorów”.
6. Dane kontaktowe do redakcji czasopisma, adresy pocztowe i e-mail do przesłania artykułów oraz dane kontaktowe do wydawcy są podane na stronie internetowej (Komitet Redakcyjny):
<http://oficyna.prz.edu.pl/pl/zeszyty-naukowe/mechanika/>

Zasady recenzowania, informacje dla autorów, formularz recenzji, instrukcja dla autorów i dane kontaktowe do redakcji czasopisma i wydawcy będą opublikowane w czwartym numerze *Zeszytów Naukowych Politechniki Rzeszowskiej, Mechanika*, z. 4/2018.