



ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET TECHNOLOGIE

Institut PRISME / Faculty of Automotive and Construction Machinery Engineering

THÈSE EN COTUTELLE INTERNATIONALE présentée par :

Paweł SKALSKI

soutenue le 11 mars 2011

pour obtenir le grade de :

**Docteur de l'Université d'Orléans
et de l'Ecole Polytechnique de Varsovie**

Discipline : Génie mécanique

**ANALYSIS OF VISCOPLASTIC PROPERTIES OF A MAGNETORHEOLOGICAL FLUID
IN OPERATIONAL CONDITIONS OF A DAMPER'S WORK
ANALYSE DES PROPRIETES VISCOPLASTIQUES DU FLUIDE
MAGNETORHEOLOGIQUE DANS DES CONDITIONS DE TRAVAIL D'UN
AMORTISSEUR**

THÈSE dirigée par:

**M. Krzysztof WOŹNICA
M. Jerzy BAJKOWSKI**

Professeur, ENSI de Bourges
Professeur, Ecole Polytechnique de Varsovie

RAPPORTEURS :

**M. Gilmar MOMPEAN
M. Marian DUDZIAK**

Professeur, Université Sciences et Technologies de Lille
Professeur, Ecole Polytechnique de Poznan

JURY:

M. Wiesław GRZESIKIEWICZ

Professeur, Ecole Polytechnique de Varsovie
Président du jury

M. Gilmar MOMPEAN

Professeur, Université Sciences et Technologies de Lille

M. Marian DUDZIAK

Professeur, Ecole Polytechnique de Poznan

M. Mariusz PYRZ

MdC HDR, Université Sciences et Technologies de Lille

M. Krzysztof WOŹNICA

Professeur, ENSI de Bourges

M. Jerzy BAJKOWSKI

Professeur, Ecole Polytechnique de Varsovie

Résumé

Le but principal de ce travail est la présentation de la formulation mathématique et l'analyse des propriétés viscoplastiques du fluide magnétorhéologique dans des conditions d'exploitation d'amortisseur, ainsi que la détermination des dimensions optimums de l'orifice d'écoulement du fluide MR dans le dispositif de ce type.

Dans la thèse, une analyse particulière de la littérature a été effectuée en ce qui concerne les propriétés et des applications des fluides MR dans des dispositifs mécatroniques. On s'est intéressé aux caractéristiques et à l'évaluation des modèles mathématiques de comportement des fluides MR utilisés actuellement. Une partie de la revue des publications est consacrée également aux modèles viscoplastiques destinés à la description du comportement des métaux et des alliages. Ce travail a permis de définir le plan des essais expérimentaux et a conduit le choix des modèles constitutifs parmi ceux destinés pour des métaux afin de les adapter à la description du comportement de l'amortisseur avec le fluide MR, dans différentes conditions de travail.

Nous nous sommes limités à deux types d'amortisseurs: l'amortisseur LORD RD 1005-3 et le prototype d'amortisseur T-MR SiMR 132 DG.

Des essais ont été effectués à un banc d'essais permettant le mouvement contraint cinématiquement, situé à l'Institut de Principes de Construction des Machines à l'Ecole Polytechnique de Varsovie. Dans l'expérimentation, on a utilisé le fluide magnétorhéologique MRF 132 DG produit par LORD Company. Le programme des essais a été bâti pour permettre de mesurer la force de résistance de piston en fonction du déplacement en tenant compte de la vitesse de déplacement, de l'intensité du courant dans le sélénoïde, des variations de température et de la géométrie du canal de l'écoulement du fluide magnétorhéologique.

Etant donné qu'il n'était pas possible de modifier la structure interne de l'amortisseur LORD RD 1005-3, des expériences pour trois hauteurs d'orifice d'écoulement $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], ont été menées uniquement dans le cas de l'amortisseur T-MR SiMR 132 DG, dont la construction permettait d'introduire des modifications de sa structure.

Les résultats expérimentaux ont été soumis à une analyse détaillée du point de vue de leur utilité et de leur qualité pour atteindre les objectifs du travail.

Ils ont permis de déterminer la limite élastique et la contrainte maximale de cisaillement du fluide MR sous tension, en fonction de différentes vitesses de cisaillement, différentes intensités du courant, températures et hauteurs d'orifice d'écoulement.

Par la suite, des valeurs de la limite élastique ont été utilisées pour identifier les paramètres des lois constitutives de Bodner-Partom et celui de Perzyna en tenant compte de différentes conditions de travail du fluide dans l'amortisseur. Cela a conduit l'auteur à écrire les modèles constitutifs, pas seulement en fonction de la vitesse de cisaillement, mais également en fonction de la température, de l'intensité du courant et de la hauteur de l'orifice d'écoulement.

Les modèles viscoplastiques identifiés ont permis de simuler le comportement du fluide MR et de comparer les résultats numériques avec ceux obtenus par des mesures. On a constaté une bonne concordance des courbes tracées dans ces deux cas, ce qui autorise à conclure qu'il est possible d'utiliser les modèles viscoplastiques des métaux pour décrire le comportement du fluide magnétorhéologique.

On a optimisé la construction du piston dont le critère était la hauteur de l'orifice d'écoulement du fluide MR à l'aide de la méthode graphique, des algorithmes génétiques et de la méthode du recuit simulé, en utilisant l'analyse des contraintes de cisaillements maximum dans le fluide MR. On a obtenu des valeurs maximales de contraintes de cisaillement pour l'intensité du courant minimum et pour la hauteur d'orifice de 4×10^{-4} [m].

Le mémoire est composé de neuf chapitres et de la bibliographie. Dans les annexes se trouvent les résultats des essais expérimentaux et des calculs numériques, d'après les modèles viscoplastiques de Bodner-Partom et celui de Perzyna.

Mots clés: fluide magnétorhéologique, lois viscoplastiques, expérimentation, amortisseur magnétorhéologique, identification des paramètres, simulation numérique, optimisation

Abstract

The main goal of this dissertation is a mathematical description and an analysis of viscoplastic properties of magnetorheological fluid in operational conditions of a damper's work, as well as determining the optimum, in view of indicated values of parameters, size of the gap for the MR fluid to flow, in these devices.

In this work a detailed analysis of literature related to the properties and application of MR fluid in mechatronic devices was made. Methodology of theoretical research included characteristics and evaluation of currently used mathematical models for MR fluids and devices using MR fluids. Also, viscoplastic models used for the description of metals and their alloys has been reviewed.

The study of literature helped to plan further experimental tasks and to select a constitutive model, among the generally available ones for metals, to be applied for the description of behavior of MR damper with the liquid, in operating conditions.

The scope of research work has been limited to two types of magnetorheological devices: the LORD RD 1005-3 shock absorber and the T-MR SiMR -132 DG damper prototype.

Tests were performed on the workstation with forced kinematic movement, located at the Institute of Machine Design Fundamentals at Warsaw University of Technology. Studies were conducted with one type of magnetorheological fluid MRF 132 DG produced by the LORD Company. Program of experiments on these devices has been focused primarily on the determination of the damping force on the rod as a function of displacement, depending on the excitation frequency of the piston, the intensity of current flowing in the winding coil mounted in the head, changes of a fluid temperature and the amount of gap height, through which tested magnetorheological fluid passes by.

Given the impossibility to interfere in internal structure of shock absorber LORD RD 1005-3, the experiments for three cases of gap's height $h = 5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], were made only for the T-MR SiMR 132 DG damper whose design allows changes in its internal structure.

An accurate analysis of research in terms of usefulness for intended purpose of the work and brief estimation of quality of performed tests has been made.

On the basis of performed experiments, it has been estimated i.a: the conventional yield point and the maximum shear stress of analyzed MR fluid, including variable shear rate, intensity of current flowing in a solenoid, liquid's temperature and the gap's height.

Then, using the analysis of yield point of MR fluid used in the damper, parameters of Bodner-Partom constitutive equations and Perzyna model were estimated. Values of model's parameters were determined, taking various conditions of the fluid in these devices into account.

The author wrote down the equations of Bodner-Partom law, conditioning them not only on variable shear rate, but also on variable temperature, intensity of electric current and the height of a gap.

The Perzyna law was presented in shear rate-dependent, temperature-dependent and current-dependent form.

Identified viscoplastic models were used to develop a simulation that verifies the proposed mathematical model which describes the behaviour of MR fluid in operating gap of machine's head, with data derived from performed experiments.

Using graphical methods, genetic algorithms, as well as analysis of maximum shear stress of MR fluid in the gap, the process of optimizing the piston head design was pursued, in which the criterion was the value of the gap. The highest values of shear stress with minimum-possible value of current intensity was attained, the results clearly showed the value of the gap's height $h=4 \times 10^{-4}$ [m].

The dissertation consists of nine chapters and a bibliography. In the appendices, the results of experimental research and numerical simulations of discussed viscoplastic models of Bodner-Partom and Perzyna were presented.

Keywords: magnetorheological fluid, viscoplastic laws, experimental studies, magnetorheological damper, parameters identification, numerical simulations, optimization

Contents

1. Introduction.....	9
2. Purpose and work field, research object, work thesis, investigation methodology.....	11
2.1. Purpose and work field.....	11
2.2. Research object.....	12
2.2.1. MRF 132 DG fluid.....	13
2.2.2. LORD RD 1005-3 shock absorber.....	13
2.2.3. T-MR SiMR 132 DG damper.....	14
2.3. Work thesis.....	15
2.4. Investigation methodology.....	15
3. Study of current literature concerning the subject of dissertation.....	18
3.1. Characteristics of magnetorheological fluids and their application.....	18
3.2. Summary of the presented rheological models, materials, and MR devices.....	20
4. Work stand, realization and results of experimental research.....	24
4.1. Description of the work stand and measuring apparatus.....	24
4.2. Realization programme and results of experimental research.....	26
4.2.1. Summary.....	26
5. Analysis of MR fluid properties based on experimental data.....	28
5.1. Introduction and methodology of analysis.....	28
5.2. Results of analysis of an MR fluid in the LORD RD 1005-3 shock absorber.....	34
5.3. Results of analysis of an MR fluid in the T-MR SiMR 132 DG damper	36
5.3.1. Analysis of the influence of piston's oscillation frequency, fluid's shear rate and gap's height.....	36
5.3.2. Analysis of the influence of shear rate and current intensity.....	40
5.3.3. Analysis of the influence temperature effect and current intensity.....	42
5.4. Summary.....	46
6. Parameters identification methodology of viscoplastic models for MR fluid.....	48
6.1. Parameters estimation techniques used rheological models.....	48
6.2. Identification method of the Bodner-Partom law parameters.....	49
6.3. Identification method of the Perzyna law parameters.....	50
6.4. Results of parameters identification of the Bodner-Partom law, MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper	50
6.5. Results of parameters identification of the Perzyna law, MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper	54
6.6. Evaluation of the accuracy of determined parameters of viscoplastic models.....	59
7. Numerical simulations of Bodner-Partom model and Perzyna model.....	60
7.1. Introduction.....	60
7.2. Numerical simulation of the Bodner-Partom law.....	61
7.3. Numerical simulation of the Perzyna law.....	64

8. Gap's height optimization.....	67
8.1. Introduction.....	67
8.2. Optimization calculations.....	68
8.2.1. Graphical method.....	68
8.2.2. Genetic algorithms.....	70
8.3. Summary.....	72
9. Work conclusion.....	74
References	77

1. Introduction

Scientists in the material science area, are contributing to development of new materials or discovering new properties of already known materials. 80's of XX century was the beginning point of a rapid increase of interests in materials, which were named intelligent. That group of materials include magnetorheological fluids, which are characterized by the fact that they change their rheological properties under the influence of a magnetic field. These properties of MR fluids, known for over 50 years, couldn't be fully used until the age of the computer steering equipment.

Being a subject of the special interest in this work, magnetorheological fluids are very useful in solving damping problems which are one of main engineering dilemmas of construction and exploitation of machines and devices. Lately, a big increase of interest in this type of intelligent material is being observed. Generalizing, we can say that MR fluids are applied mainly in semi- active vibration damping.

They are used e.g. in: dampers, shock absorbers, clutches and brakes [CARLSON, 1999], [GONCALVES, 2005], [GRIFFIN & WU, 1998], [LIU & FUCHS, 2002], [LEE et al., 1999], [MILECKI, 2004], [PARK & JEON, 2002], [SHEN et al., 2005]. MR dampers and MR shock absorbers are applied e.g. in damping control, in operation of buildings and bridges [DYKE et al., 1996], [DYKE et al., 1998], [GORDANINEJAD et al., 2002], [HIEMENZ & WERELEY, 1999], [NYAWAKO & REYNOLDS, 2007], as well as in damping of high-tension wires [SAPIŃSKI & SNAMINA, 2007], [SAPIŃSKI et al., 2006], [WU, 2006].

MR fluids are used also in the magnetorheological composites production [KALETA & LEWANDOWSKI, 2007], [KALETA et al., 2006], [KALETA et al., 2007], [LEWANDOWSKI, 2005], medical action [CARLSON et al., 2001], [AVRAAM, 2009], printing industry [MUC & BARSKI, 2007], aviation [BAJKOWSKI et al., 2005], car industry and military industry [BAJKOWSKI M., 2006], [POYNOR, 2001].

In the development and production area of MR fluids, LORD Company is a dominating figure on the global market, producing fluids and devices, it contributes to their development. Despite plenty of works being currently led at universities and research centres, still the need of a better and more extensive knowledge of particular properties of these liquids is noticed, their behaviour in exploitative conditions, as well as learning all possibilities to control their rheological properties.

One of important tasks which concerns MR fluids, and which wasn't so far precisely and explicitly described, is the issue of the mathematical description of MR fluid's properties, when the fluid is in a state of real working conditions.

With reference to various materials, we can find different models of viscoplastic laws. There is no model describing fluids and solid materials equally. There are models characteristic for fluids or solid materials.

The author of presented dissertation took the attempt to describe the MR fluid's behaviour, by using constitutive equations which are generally applied for metals. Before taking such a decision one should think and answer following question: whether and why, and which constitutive equations, proper for metals, can be used in the mathematical description of MR fluid's properties and behaviour?

Responding to the question, we should note that in certain operational conditions an MR fluid changes its density, becoming semi-solid, or even solid. It is one of an MR fluid's most significant features.

Lg Nobel laureate, Thomas Parnell, who introduced his students to the experiment with pitch [EDGEWORTH et al., 1984], stated that the materials that appear solid are actually liquids with a very high viscosity. The viscosity is an attribute of fluids and plastic solids, characterized by their internal resistance against flowing. It turns out that the glass in the windows installed, after a dozen years, is thicker at the lower edge than at the upper, it flows. Thus, not only liquids are materials that flow. This concept is relative, and when the phenomenon will appear is only dependent on the time frame we define. And vice versa, high viscosity liquid can be classified as a solid.

Therefore, the author of this thesis decided to undertake an analysis of magnetorheological fluid's viscoplastic properties in operational conditions of a damper's work, to be able to apply the viscoplastic laws typical for metals, for description of properties and behaviour of MR fluids.

2. Purpose and work field, research object, work thesis, investigation methodology

2.1. Purpose and work field

The main goal of this dissertation is a mathematical description and an analysis of viscoplastic properties of a magnetorheological fluid in operational conditions of a damper's work, as well as determining the optimum, in view of indicated parameters values, size of the gap to the MR fluid flow, in these devices.

Realization of the formulated aim of work is to be achieved by:

- literature analysis concerning the topic of the work;
- detailed research and behavioural analysis of MR fluid, in condition, when it is exposed to magnetic field, generated by the solenoid in an MR damper;
- an optima calculations that suppose to the most beneficial point, on account of the chosen criterion, structural variant of a damper's head.

The range of experiments was limited to two types of magnetorheological devices. They were: the LORD RD 1005 – 3 shock absorber and the T-MR SiMR 132 DG damper (designed and carried out at the Institute of Machine Design Fundamentals). The research program of discussed devices was concentrated mainly on appointing the values of a resistance force put by the piston rod, in a function of relocating it, depending on the frequency value of the kinematic excitation, values of the amperage flowing through the winding of coil installed in the head, changes of the value of liquid's temperature, and value of the height of gap, by which the examined MR fluid is moving through.

Considering the impossibility to interfere in the internal structure of the LORD RD 1005-3 shock absorber, experimental examinations for three cases of a gap's height valve: $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], were made only in a case of the T-MR SiMR 132 DG damper which structure allows for interference in its inner construction.

2.2. Research object

The research object is a magnetorheological fluid being under the influence of a magnetic field, which constitutes the basis of operating for MR devices, such as dampers and shock absorbers.

For appointing the features of an MR fluid, when it is in exploitation conditions, pursuing experimental examinations was planned for devices: the LORD RD 1005-3 shock absorber (Fig. 2.2a) and the T-MR SiMR 132 DG damper (Fig. 2.2b). The main important difference, in the structure of inspected devices is, that commercial LORD RD 1005–3 shock absorber has the gas spring in its construction, and the damper doesn't have similar element. Both devices were filled up with the same MRF 132 DG fluid, produced by the LORD Company.

Short profile of the MRF 132 DG fluid and both inspected objects, are shown below.



Fig. 2.2. View of research objects: (a) LORD RD 1005 – 3 shock absorber;
(b) T-MR SiMR 132 DG damper

2.2.1. MRF 132 DG fluid

For analysis of the viscoplastic properties of a magnetorheological fluid, in exploitative working conditions of the damper, a commercial MRF 132 DG liquid was chosen. It is based on hydrocarbon and is intended to be used in dampers, shock absorbers and brakes.

Major properties of MRF 132 DG fluid are shown in Table 2.1, while detailed information are available on a producer's website - www.lord.com.

Table 2.1. Fundamental properties of MRF 132 DG fluid [www.lord.com]

Properties	MRF 132 DG
Viscosity, temperature 40 [°C]	0.092±0.015 [Pa·s]
Density	2.98-3.18 [g/cm ³]
Solids content by weight	80.98%
Operating temperature	-40÷130[°C]
Flash point	>150 [°C]
Appearance	Dark grey

2.2.2. LORD RD 1005-3 shock absorber

The LORD RD 1005-3 shock absorber is a commercial device, produced on a mass scale. Unlike prototype products it is characterized by a great stability of parameters. It's the most widely used magnetorheological device, employed in different mechanical structures. Structural scheme of the LORD shock absorber is presented in Fig. 2.2, and its basic parameters published by the producer, are presented in Table 2.2. More information concerning LORD RD 1005-3 shock absorber, can be found in a specialized documentation [LORD, 2003].

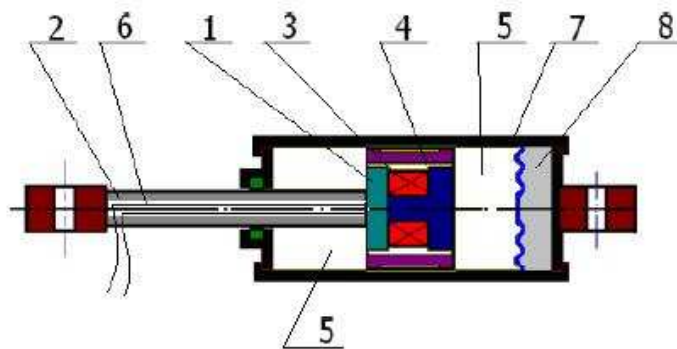


Fig. 2.2. Structure scheme of the shock absorber LORD RD 1005-3 (1-head, 2 – piston rod, 3 – coil, 4 – gap, 5 – magnetorheological fluid, 6 – wires, 7 – construction body, 8 – gas spring) [ZALEWSKI & BAJKOWSKI, 2008]

Table 2.2. Basic data of the LORD RD 1005-3 shock absorber [LORD, 2003]

Properties	Value
Damping force:	
for $V=0,05$ m/s and $I=1$ A	>2224 [N]
for $V=0,2$ m/s and $I=0$ A	<667 [N]
Lifetime	$2 \cdot 10^6$ cycles
Max. operating temperature	71 [$^{\circ}\text{C}$]
Response time	<25 [ms]
Max. length (rod piston inside)	208 [mm]
Max. length (rod piston outside)	155 [mm]
Coil:	
Current intensity (temporary work)	max. 2 [A]
Current intensity (constant work)	1 [A]
Voltage	12 [V]

2.2.3. T-MR SiMR 132 DG damper

In the research program, an attention was devoted to the damper prototype which was designed and carried out in Institute of Machine Design Fundamentals at the Warsaw University of Technology. Using the T-MR SiMR 132 DG object, its complex examinations were conducted in presented research.

Structure scheme of the damper T-MR SiMR 132 DG was described in Fig. 2.3a, while in Fig. 2.3b its structure was displayed in the CATIA program. In research version of described damper three structural variants of the head were exploited. The first variant, with the gap's height $h=5 \times 10^{-4}$ [m], second $h=7 \times 10^{-4}$ [m] and the third variant, in which the height of the gap was $h=10 \times 10^{-4}$ [m].

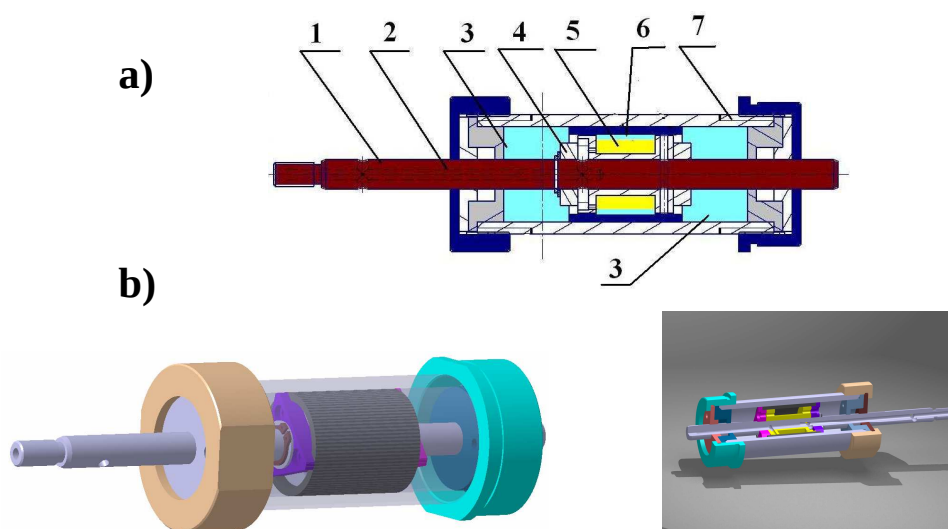


Fig. 2.3. (a) Structure scheme of the T-MR SiMR 132 DG damper (1 – piston rod, 2 – wires, 3 – magnetorheological fluid, 4 – head, 5 – coil, 6 – gap, 7 – construction body); (b) visualisation of the T-MR SiMR 132 DG damper in the CATIA program

2.3. Work thesis

The author of the dissertation believes that, an effective achieving of the aim of the work expressed above will be fully possible with the presented scope of research objects, predicted for experimental examinations, and the material gathered as a result, will allow to unambiguously prove the thesis:

It is possible to apply constitutive models valid for metals and alloys to report features and behaviour of an MR fluid during the work of the damper; it is possible to record these laws, what makes them dependent not only on velocity parameter but also on parameters of current intensity and temperature.

2.4. Investigation methodology

The author is assuming, that positive realization of tasks, that guarantee achieving the aim of work formulated above, and also full proving of the thesis formulated in section 2.3, should proceed according to proposed research methodology. The methodology concerns tasks, that apply to four groups of problems:

- detailed literature recognition of issues, related to the work's subject, formulating the thesis of the work, mathematical description and analysis of an MR fluid behavioral properties, when it is in operating conditions;
- an experimental research of MR devices, with the object of observing and determining selected properties of a magnetorheological fluid chosen for the research;
- an acceptance of the model for tested MR device, identification of its parameters and numerical simulations of an MR damper;
- an optimization of the gap's height value, with the behaviour of an MR fluid in the working gap taken into consideration.

Realization of the first group of issues allows to formulate the work's dissertation, and enables accepting the detailed schedule of the work, which will assure proper proving of the thesis. In this area, it has been decided to analyse in detail literature relating to features and usage of an MR fluid in mechatronic devices, and to analyse current mathematical models of its behaviour in machines.

The methodology of theoretical examinations included the assessment of mathematical models presently applied to the description of properties and behaviour of the MR fluid, during the work in the device. It allowed for planning further experimental research and choosing the constitutive model, out of readily available for metals and their alloys, in

using to the description of behaviour oneself of damper with an MR fluid, in changeable working conditions of a damper and a shock absorber.

The second of mentioned group of tasks which are necessary to realize the work is experimental research. In this area, an investigation of the LORD RD 1005-3 shock absorber and the T-MR SiMR 132 DG damper prototype with the MRF 132 DG fluid, was scheduled. The investigation consists of following task:

- research conducting with one kind of a magnetorheological fluid, so that it is possible to refer to the same liquid working in different conditions: current intensity in the winding of solenoid, generating a magnetic field in the head's gap, piston oscillation frequencies, liquid temperature (devices) and a gap's height by which the tested fluid is moving through;
- conducting the experiments, which will allow to determine characteristics of work for discussed devices; in particular characteristics of damping force of device in the function of the piston displacement, afterwards shear stresses of the fluid in the gap, in the function of the shear rate of this liquid;
- performing the detailed analysis of influence of the fluid's temperature changes, current intensity and shear rate on viscoplastic properties of the examined fluid,
- determining the influence of a gap's size on experiments, set work parameters and on the value of factors of the viscoplastic model.

The next group of problems concerns numerical simulations. Detailed tasks in this area include:

- estimating parameters of the model, essential to prepare the simulation, with aim of verifying the suggested mathematical model that describes the behaviour of an MR fluid in the gap, with data obtained from conducted experiments;
- determining values of the model's parameters, considering variable working conditions of the liquid in discussed devices, so such as current intensity variation in the coil winding, the change of the value of liquid's shear rate in the gap and changes of temperature value of the liquid;

The last group of issues, which were specified in research methodology, is dedicated to the process of optimization of the MR device, in which:

- the subject of optimization is to determine optimum gap's height in the head, by which magnetorheological fluid is flowing;
- calculations have been conducted, that will allow to determine the best value of gap's height.

Guiding by directives, included in a research methodology presented above, the author assumed, that proving of the thesis and full achievement of the work objective can be carried out in the work structure, which is composed of nine chapters, presented below.

The first chapter consists of an introduction to the work, in which the author briefly presents magnetorheological fluids, their usage and the new approach to describe the behaviour of the fluid in a damper.

The second chapter constitutes purpose and scope of the work, the subject of research, thesis of the work and a research methodology.

The third chapter discusses the up-to-date study of a literature concerning a magnetorheological fluid and rheological models of materials, finished with a summary.

The fourth chapter describes the work station and the realization of experimental studies.

In the fifth chapter the properties of an MR fluid has been analysed on the basis of experimental examinations.

The sixth chapter shows parameters identification methodology of viscoplastic models of Bodner-Partom and Perzyna laws.

In the seventh chapter results of numerical simulation of proposed models, compared with experimental data, were presented.

The eighth chapter focuses on the gap's height optimization in the head of tested MR device.

The ninth chapter concludes the work.

3. Study of current literature concerning the subject of dissertation

3.1. Characteristics of magnetorheological fluids and their applications

Magnetorheological fluids, beside ferromagnetic and electrorheological fluids, belong to the non-Newtonian rheostable fluids, which are characterized by a yield point [HAAKE, 1998], [KEMBŁOWSKI, 1973]. Magnetic, ferromagnetic and electrorheological fluids are colloidal suspension of microscopic solids in the liquid carrier, and their main characteristic is rapid grouping of particles into a dense grid under the influence of an external stimulus [CARLSON & WEISS, 1994].

Magnetorheological (MR) fluids are composed of ferromagnetic particles of a magnetic material with a diameter of several micrometers (from 0,5 to 0,8 μm) and liquid carrier of low viscosity, about $0,2 \div 0,3$ [Pa·s] [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999], [SAPIŃSKI, 2006]. Ferromagnetic particles of an MR fluid are additionally covered with a special layer enhancing their magnetic susceptibility and reducing their tendency to form aggregations. Other substances, including anti-corrosion and anti-sedimentation substances, are also added in small amount.

The influence of a magnetic field causes changes in physical properties of an MR fluid, and to quote one of the commonly accepted hypothesis, the molecules attract each other and combine into chains along the lines of magnetic force. Within few milliseconds there appears an increase in viscosity and stress value reaches its limit, below which the material behaves elastically. It is a reversible process. After the disappearance of an external magnetic field the liquid returns to its baseline. Changes under the influence of a magnetic field appear in less than 10 milliseconds.

Magnetorheological fluids retain their properties in the temperature range of $-40\div150$ [°C], while the yield point value for these liquids is in the range of $50\div100$ [kPa] [CARLSON & WEISS, 1994]. Fig. 3.1 shows the schematic behaviour of ferromagnetic particles in the magnetorheological fluid without magnetic field (a) and under the influence of a magnetic field (b).

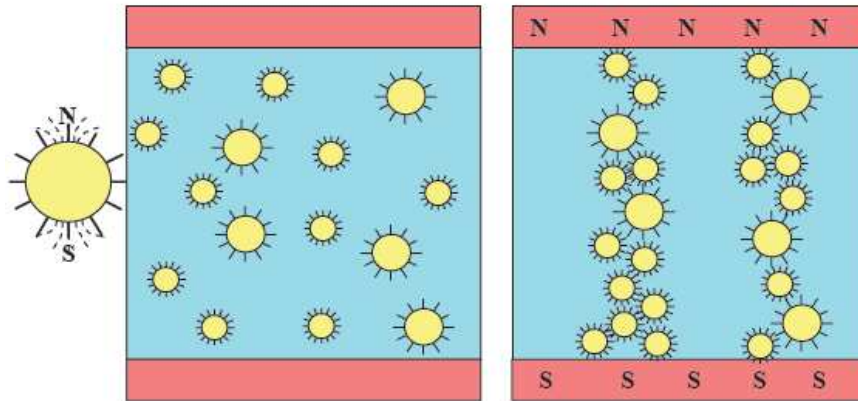


Fig. 3.1. The behaviour of magnetic particles in a magnetorheological fluid: (a) - without magnetic field, (b) - under the influence of a magnetic field [MILECKI]

Extensive analysis of the properties of magnetorheological fluids is included in Seval Genc's thesis [GENC, 2002] and the work of Fernando D. Goncalves [GONCALVES, 2005]. More information on MR fluids' properties can also be found in works: [CARLSON, 2001], [CARLSON & WEISS, 1994], [CARLSON & JOLLY, 2000], [GINDER & DAVIS, 1994], [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999] [RABBINOW, 1948, 1951], [BOSSIS et al., 2002].

As it has already been presented in the introduction of the work, magnetorheological fluids are used primarily in the semi-active vibration damping. They are used eg in dampers and shock absorbers [CARLSON, 1999], [GONCALVES, 2005], [GRIFFIN & WU, 1998], [LIU & FUCHS, 2002], [LEE et al., 1999], [MILECKI, 2004], [PARK & JEON, 2002], [SHEN et al., 2005].

Dampers and shock absorbers are used for example in a vibration security, exploitation of buildings and bridges [DYKE et al., 1996], [SPENCER et al., 1997], [DYKE et al., 1998], [GORDANINEJAD et al., 2002], [HIEMENZ & WERELEY, 1999], [NYAWAKO & REYNOLDS, 2007], [XU & ZHOU, 2007], [WEBER et al., 2005], [FUJITANI et al., 2001], and also in damping of vibrations of high-voltage wires [SAPIŃSKI & SNAMINA, 2007], [SAPIŃSKI et al., 2006], [WU, 2006].

MR dampers are also used in the process of vibration damping of cars' suspension [JORGE et al., 2005], [LEE et al., 2009], [SASSI, 2005], [ABU-EIN et al., 2010], in large

trucks driver's seats, to reduce harmful vibration that are transferred to the human body [GATE WHEELS & BROTH, 2007], [ZHAO & YANG, 2008], as well as in the construction of washing machines [SPELTA et al., 2009], and many other devices.

MR fluids are also used in the production of magnetorheological composites [KALETA & LEWANDOWSKI, 2007], [KALETA et al., 2006], [KALETA et al., 2007], [LEWANDOWSKI, 2005], [WANG & GORDANINEJAD, 2009], in a clutch construction, [KIKUCHIT et al., 2010], [KIKUCHI et al., 2009], [YANG & SHEN, 2009] and build of the brakes [PARK et al, 2008], robots [YOON et al., 2003], in CD and DVD drives [SZELĄG et al., 2000], in medical activities, such as devices for rehabilitation [CARLSON et al., 2001], [AVRAAM, 2009] or *in-vitro* methods [FLORES & LIU, 2002], in printing [MUC & BARSKI, 2007], in suspension of planes and helicopters [MIKUŁOWSKI & HOLNICKI-SZULC, 2003], [BAJKOWSKI et al., 2005], [HU & WERELEY, 2008], in the construction of guns [BAJKOWSKI M., 2006], [POYNOR, 2001].

For more information on the use of a magnetorheological fluid, refer to following works: [KLINGENBERG, 2001], [KROMULSKI & KAŻMIERCZAK, 2006], [UNSAI et al., 2006], [JOLLY et al., 1996], [JOLLY et al., 1999], [MUHAMMAD ET AL., 2006], [ŚWITOŃSKI et al., 2007], [YAO et al., 2008], [DAS et al., 2008], [LI et al., 2002].

3.2. Summary of the presented models, materials, and MR devices

Rheological models presented above for non-Newtonian fluids (such as the Bingham model, the Casson model, the Cross model, the Herschel-Bulkley model, the McKinley model), are based on the change of fluid's shear stress in a function of shear rate. The simplest Bingham model assumes linear variation of a shear stress value, while other models presume nonlinear modification of this characteristic. The Bingham model does not allow for an accurate reproduction of liquid properties, especially for small shear rates, compensating in simple notation. More complex models (eg, the Casson model) with higher number of parameters, reflect the actual behaviour of non-Newtonian fluids better, however, they are more laborious in a process of estimating the parameters.

Rheological models of dampers and shock absorbers (such as the Bingham model, the Bouc-Wen model, the Li model, the Spencer model, the Gamota-Filisko model and its modifications) are based in their construction on three basic models: Hookean solid, plastic body of St. Venant and viscous body of Newton. Through their various coupling configurations, we obtain different structural models of equipment, so we can build simple

models with a small number of parameters and very complex models requiring determining large number of coefficients.

Advanced models in their construction may also include hysteresis function (e.g., the Bouc-Wen model and the Spencer model). The authors of [ERICKSEN & GORDANINEJAD, 2003] used the Bernoulli equations to model an MR damper. In [WERELEY & PANG, 1998] Navier-Stokes equations and the Bingham law was used to describe the damping force and to obtain the description of a liquid's flow through the gap. In [YANG, 2001] similar method was applied, but with usage of Herschel-Bulkley model. In papers [SPENCER et al., 1997] and [DOMINGUEZ et al., 2004] phenomenological models based on the Bouc-Wen model were proposed.

Apart from the above, we may find other models in literature: the Powell model [POWELL, 1994], the Dahl model [ZHOU & QU, 2002], [ZHOU et al., 2008]. The Preisach model was described in the study [HAN, 2007], and the LuGre model in [JIMENEZ & ALVAREZ-ICAZA, 2004]. In [AWREJCEWICZ et al., 2008] the author presents the Masing model, which is reduced to the form of differential equations that describe the Bouc-Wen model, characterized by a smaller number of parameters.

Publications [PIRODDI & SPINELLI, 2003] present polynomial NARX model, while the work [CHANG & ROSHKE, 1998] presents the dynamic behaviour description of magnetorheological dampers, based on neural network. Neural network in a model is also used in [WANG & LIAO, 2005]. Polynomial functions are the basis for the models proposed in [CHOI et al., 2001], [EHRGOTT & MASRI, 1992] and [GAVIN et al., 1996]. The topic of modeling an MR fluid is also presented in the work: [YASREBI et al., 2006].

Both rheological models for non-Newtonian fluids as well as models for the rheological dampers and shock absorbers with a magnetorheological fluid, include, at a basic level, the effect of a shear rate and an intensity of a magnetic field. The rheological models, however, lack the effect of temperature. The temperature changes the viscosity of fluid, and thus modifies work's characteristics of considered medium.

Presented models of MR fluids and devices differ in a recording method and a mapping accuracy. To obtain high fidelity between model and the real condition, it is necessary to use a more complex law. It should be noted that the work does not discuss all models, just those most commonly used.

Viscoplastic laws typical for metals and their alloys show the relationship between rate of inelastic deformation and a stress deviator. They contain the equations of an inner state's change describing the resistance of material to the plastic flow. In most cases, laws use a

scalar variable to describe the stress bounded with the isotropic hardening and tensor variable bounded with kinematic hardening [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

The general form of the constitutive law can be written as [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \dot{\epsilon}'^{ij}(\sigma^{ij}, X^{ij}, R^{ij}, T) = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{p} \bar{n}, \quad (3.1)$$

where $\dot{p}$ denotes a positive scalar function called the rate of accumulated inelastic deformation and tensor $\bar{n}$ indicates the direction of the strain rate $\dot{\epsilon}'^{ij}$, X^{ij} indicates the tensor of kinematic hardening, R is a scalar function describing the isotropic hardening, and T means the temperature. Direction $\bar{n}$ corresponds to the deviatoric direction of an effective stress σ'^{ij} or strain $(\sigma'^{ij} - X'^{ij})$.

Due to the mathematical formulation, authors [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007] divide viscoplastic models into two groups. The first type is based on the equation:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \dot{\epsilon}'^{ij} \left(\frac{\sigma'^{ij} - X'^{ij}}{K} \right). \quad (3.2)$$

This group includes models of Bodner-Partom, Miller, Krempl, Tanimura, Korhonen, Krieg and Walker.

The second group of models is described by the overall relationship of the form:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \dot{\epsilon}'^{ij} \left((\sigma'^{ij} - X'^{ij}) - R \right). \quad (3.3)$$

It includes the laws of Perzyna, Chaboche, Aubertin, Lehmann-Imatani and Freed-Virrilli.

In both cases, X^{ij} is an internal variable (deviatoric internal stress associated with the kinematic hardening); K is a scalar function describing the isotropic hardening; R is isotropic stress that points a limiting surface flow [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

The first of the above groups of models do not refer to surface flow, the second one takes it into account. That is the main difference between both groups. Lack of surface flow in the law's definition, requires more complicated mathematical formulation, which is necessary for the direct description of the transition between linear and curvilinear part of the stress-strain diagram, observed during the test loading and unloading of the sample. The introduction of an isotropic internal stress R , describing the surface flow, allows to clearly distinguish the linear elastic and inelastic range of behaviour of the material [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

Viscoplastic models typical for metals, compared with the rheological models of non-Newtonian fluids, are more complex in their mathematical notation, with the number of parameters, averaging several or dozens (for example, the Miller model: 32; the Korhonen, Hanuli and Li model: 45). Complex equations are mainly due to the functions of material hardening in their structure.

Such detailed analysis of rheological models, has led the author to attempt to use and complement the viscoplastic models typical for metals, to describe the properties and behaviour of a magnetorheological fluid. Currently in the literature concerning this topic, one can not find the use of viscoplastic models known for metals in the description of non-Newtonian fluids.

Author of the thesis has selected two laws applicable to the magnetorheological fluid in a damper, and a shock absorber. The selection was guided by a simple construction of model, with the smallest possible number of parameters, as well as known method of identification. Three, in the Perzyna law and seven, in the Bodner-Partom law, is the number of factors to identify on the basis of experimental data.

The choice of the Bodner-Partom model from the first group of models, not referring to the concept of surface flow, was made, and the Perzyna law from the second group of models that refer to the surface flow. The big advantage of selected laws is the maximum strain rate in, which is the same in both cases, amounting to $10^4 \text{ [s}^{-1}\text{]}$.

To be able to apply the viscoplastic laws discussed above, experimental research (described in detail in chapter 4), on a workstation is planned. For the studies i.a. damper prototype with simplified design was prepared. The damper has its gas spring removed so focusing on liquid could be achieved. The studies will afterwards be used to analyze the viscoplastic properties and to estimate parameters of constitutive laws typical for metals.

4. Work stand, realization and results of experimental research

4.1. Description of work stand and measuring apparatus

The research program was carried out at the Faculty of Automobile and Construction Machinery Engineering at the Warsaw University of Technology. Tests were conducted on a work station, designed and built at the Institute of Machine Design Fundamentals.

A detailed description of the construction and operation of the work station was presented in [BAJKOWSKI, 2005]

In this dissertation, described research stand served for testing the LORD RD 1005-3 shock absorber and the T-MR SiMR 132 DG damper. Due to the fact that the measurement station described above allows for practically any, in range of construction abilities, control of a piston stroke displacement, and therefore alter the value of oscillation frequency of kinematic extortion as well as hardware and recording software, it is well suited to carry out the surveys, which will allow rigorous estimation of magnetorheological fluid's parameters in damper, that is necessary to properly describe the behaviour of liquid using a mathematical model; in particular, to determine and verify the values of coefficients of constitutive equations describing the viscoplastic properties of MR fluid.

Fig. 4.1a contains an overall view of the work stand, and Fig. 4.1b shows its operation diagram. Fig. 4.2 shows a set of equipment which is used in the process of recording results.

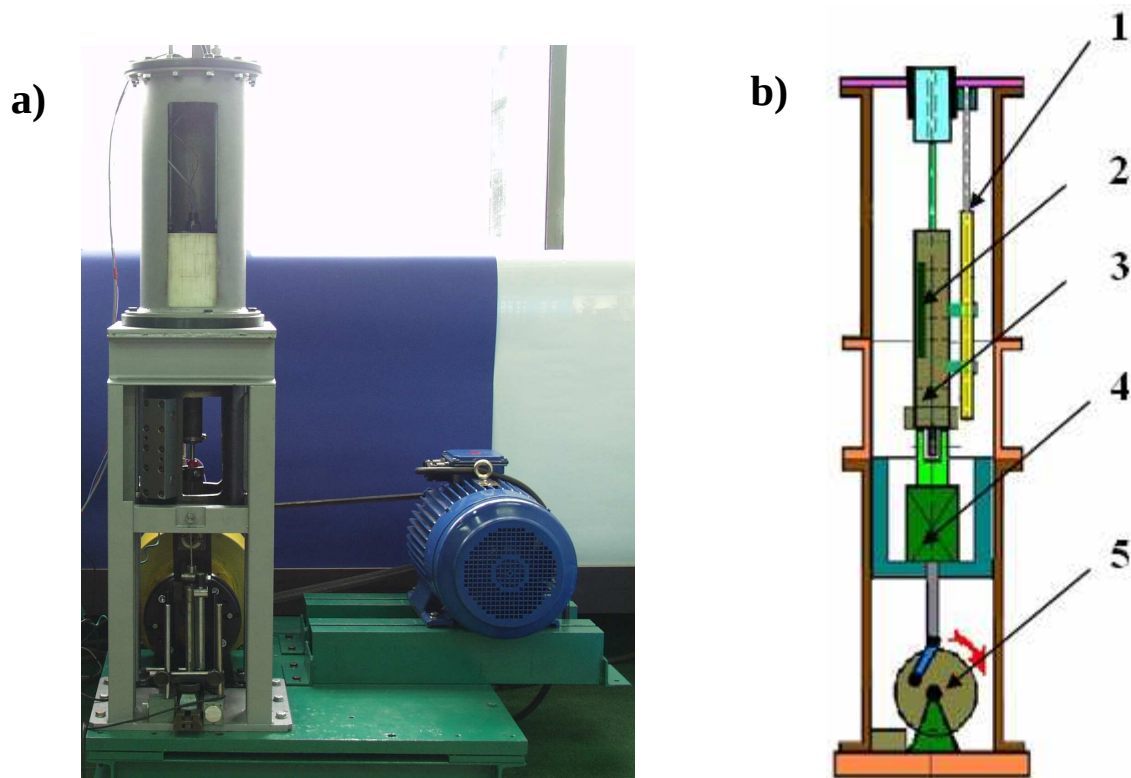


Fig. 4.1. (a) Work stand for dynamic tests for shock absorbers and dampers with the forced kinematic movement; (b) diagram of stand flow chart; (1 - displacement sensor, 2 – temperature sensor, 3 – test object, 4 – force sensor; 5 – movement)

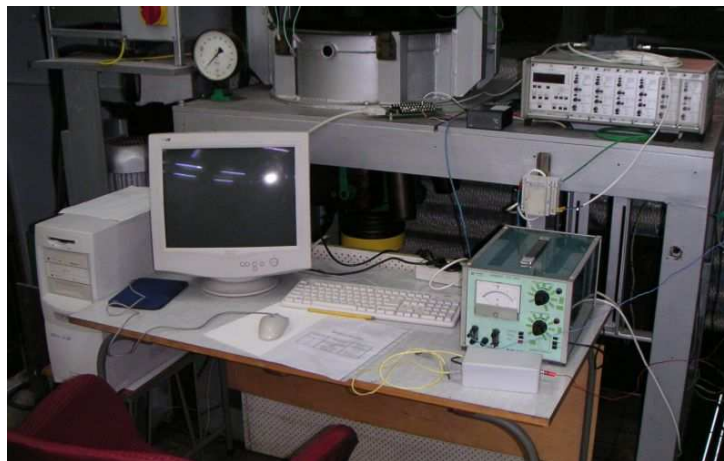


Fig. 4.2. View of recording equipment on the work place

During the implementation of studies, using sensors of: displacement, force, temperature and speed, following physical parameters were recorded:

- the force acting on the piston rod of the test device,
- the movement of a piston housing,
- the temperature of the outer casing of device
- the rotational speed of the movement

4.2. Realization programme and results of experimental research

4.2.1. Summary

Realization of the research plan was assigned according to the research methodology, accepted in section 2.4. Magnetorheological devices, which were the subject of research, were: the LORD RD 1005-3 shock absorber, and the T-MR SiMR 132 DG damper prototype. These devices differ in design, as mentioned in section 2.2, but their common feature is the identical magnetorheological fluid used in the experiment – LORD's MR fluid with the designation MRF 132 DG.

As intended, and pursued in the research program, the impact of changes of oscillation frequency of rod's kinematic excitation, current intensity in the coil winding head mounted in the test sample; effects of changing temperature of the test subject and the gap's height, by which the fluid flows through, were all considered when determining the characteristics of work of examined devices. The final result of research is estimated by the courses of damping force of tested device in function of displacement its piston's rod.

Such configuration of changes of damping force values in function of head movement, will be used for detailed analysis of flowing fluid's shear stresses, considered for working gap. All efforts were made to register and record the results as accurate and precise as possible, and the obtained results are burdened with possibly smallest errors.

Fig. 4.3 graphically depicts the testing program, which was scheduled for the T-MR SiMR 132 DG damper. For each of three values of head's gap: $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], studies were conducted, with current values: $I=0.1$; 0.2 ; 0.4 (for gap $h=5 \times 10^{-4}$) and $I=0.5$; 1.0 ; 2.0 [A] (when the gap is $h=7 \times 10^{-4}$ [m] or $h=10 \times 10^{-4}$ [m]), flowing in the coil winding. Measurements were made for three values of the piston oscillation frequency: 1.66 ; 3.33 ; 5.00 [Hz], and in each of the fixed values of temperature: 25 ; 30 ; 40 ; 50 [°C].

In the case of testing LORD RD 1005-3 shock absorber, studies involved experiments at three frequencies: 1.66 ; 3.33 ; 6.67 [Hz], and seven current values: 0.2 ; 0.4 ; 0.6 ; 0.8 ; 1.0 ; 1.2 ; 1.4 [A].

Constant input signal in such prepared research programme, was a harmonic function for the displacement of the damper's piston, where the amplitude was $A=0.01$ [A] and rotation speed of circular cam $\omega=100$; 200 ; 300 (400) [rpm]; response to this signal was a function $F(t)$. Time of recording a single experiment was set to $t=5$ [s], and the sampling frequency to 400 [Hz].

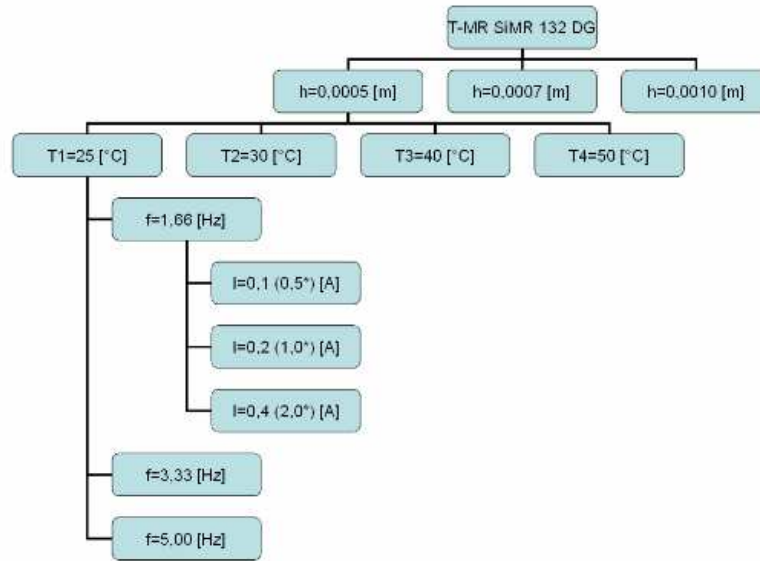


Fig. 4.3. Diagram of experimental research programme for the T-MR SiMR 132 DG damper

Fig. 4.4 shows the impact of the current intensity, flowing in a solenoid, on the damping force, with oscillation value: 1.66 [Hz], and for value of gap's height $h=7 \times 10^{-4}$ [m].

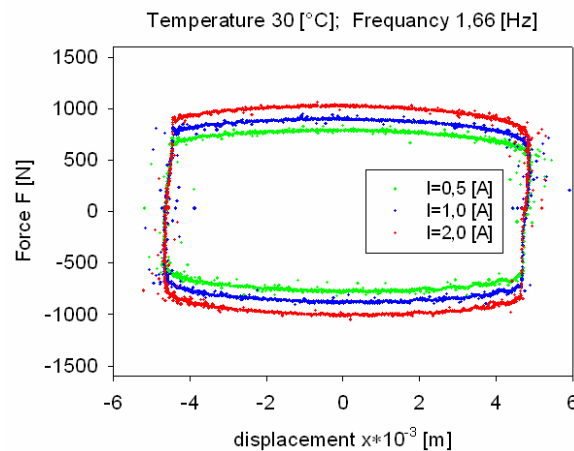


Fig. 4.4. Impact of the current intensity on the damping force

Test results obtained this way, were the basis for examining the impact of oscillation frequency of piston's kinematic extortion, the intensity of electric current flowing in the solenoid; MR fluid's temperature, and the operating height of head's gap on the damping force of examined device.

5. Analysis of MR fluid properties based on experimental data

5.1. Introduction and methodology of analysis

The results of the cyclic experimental tests of the damper and the shock absorber, became a base for an analysis of viscoplastic properties of a magnetorheological fluid under influence of a magnetic field, in fluid's operational conditions. The author of dissertation decided to examine yield point, shear stresses in MR fluid, Kirchoff's modulus, when the fluid flows through the working gap in the head of the damper. Analysis of these parameters of MR fluid, will be subjected to the influence of shear parameter of fluid flowing through the gap, as well as changes in the value of current flowing in a solenoid and changes of the temperature of the liquid. Using the T-MR SiMR 132 DG damper's removable head, it was possible to analyse changes in values of MR fluids parameters in conditions of different gap's height.

To analyze the properties of MR fluid, a closed cycle of the test device was used. Fig. 5.1a shows an example graph illustrating the change in force value acting on the piston rod of the tested damper in function of the displacement of the rod. The curve shown in Fig. 5.1a, was a base to obtain the graph in Fig. 5.1b. The curve in Fig. 5.1b was created by cutting a portion of the curve from Fig. 5.1a, where the force begins to rise. Next, to make analysis easier, cut curve was shifted to position zero of displacement. Part of analysed curve is indicated in Fig. 5.1a.

The typical characteristic of devices, shown in Fig. 5.1a and Fig. 5.1b, contains components of friction, related to the device. The author estimated the impact of dry friction's work on the total value of force operating on the rod. Empty damper (without MR liquid) resisted 9 [N], which is about 1-2% of the total value of a resistance force on the piston rod. This variable has been intentionally omitted, due to its very small value. Because of such small influence of friction forces, when the damper is not filled with MR fluid and because of

the lack of a gas spring, the author, on that basis, appealed directly to the MR fluid in its operational conditions, so that measurement could be maximally real.

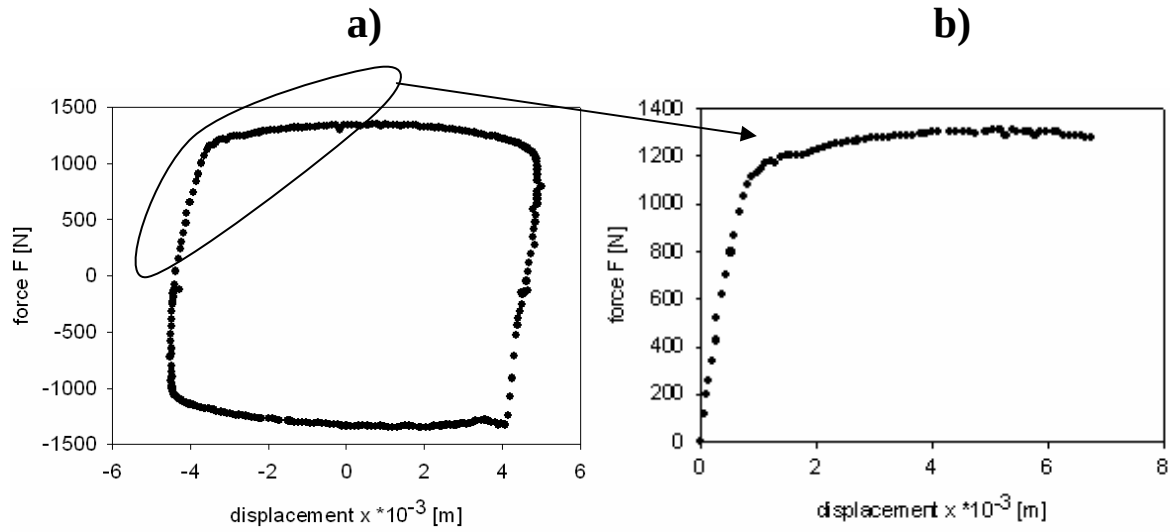


Fig. 5.1. (a) Characteristic of a work force acting on the piston rod in function of displacement; (b) characteristic of the selected part of Fig. 5.1a

Such prepared curve of Fig. 5.1b, allowed to prepare data for analysis of an MR fluid, and it enabled the calculation of: fluid shear stresses τ , fluid shear strain γ , plastic shear strain γ^I , which have been designated in accordance with equations (5.1) (5.2) described below:

$$\tau = \frac{F}{A}, \quad \gamma = \frac{\Delta x}{h}, \quad (5.1)$$

$$\gamma^I = \gamma - \frac{\tau}{G}, \quad (5.2)$$

$$r = r_1 + \frac{2}{3}(r_2 - r_1), \quad A = 2\pi r l. \quad (5.3)$$

Where indicated: A – field shear surface of fluid in the gap, h – the value of the gap's height, Δx – increase of displacement, G – unit value of Kirchoff's modulus, r_1 – the value of the internal radius of the gap; r_2 – the value of the outer gap's radius, r – the radius value calculated from equation (5.3), l – the length of the piston's head.

In Fig. 5.2a the working gap of damper's head was indicated, and in Fig. 5.2b radiuses r_1 , r_2 determining the height of the gap, and l the length of the head.

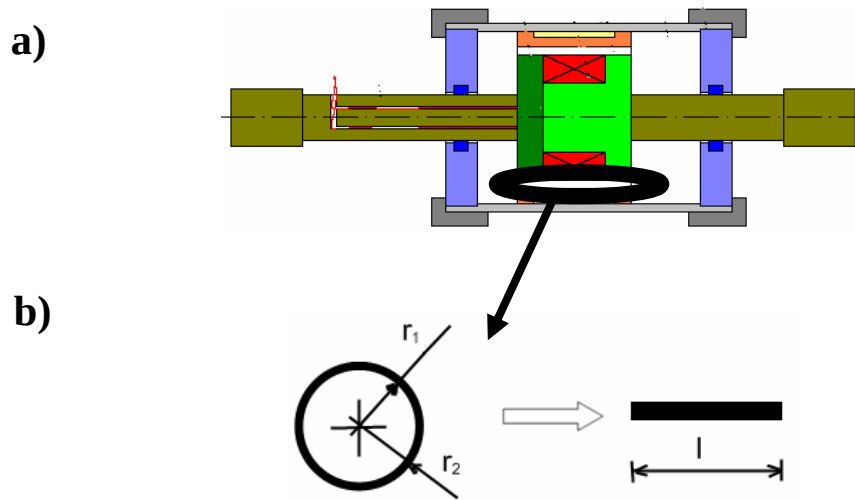


Fig. 5.2. (a) Scheme of the damper with selected working gap; (b) “view” of the working gap

Table 5.1 summarizes, for each value of the gap’s height, design parameters of the T-MR SiMR 132 DG damper and the LORD 1005-3 shock absorber; values of radii r_1 , r_2 , and length l are also given. Using equation (5.3), radius “shear” r and the shear area A were calculated. It has been noted that an increase of 100% of the gap’s height from 5×10^{-4} [m] to 10×10^{-4} [m], caused a reduction in surface shear of only about 1%.

Table 5.1. Summary of the dimensions of the damper and shock absorber’s gap

size	sign	gap 5×10^{-4} [m]	gap 7×10^{-4} [m]	gap 10×10^{-4} [m]	LORD 5×10^{-4} [m]	unit
inner radius	r_1	13,00	12,80	12,50	14,15	$\cdot 10^{-3}$ [m]
outer radius	r_2	13,50	13,50	13,50	14,65	$\cdot 10^{-3}$ [m]
„shear” radius	r	13,33	13,27	13,16	14,47	$\cdot 10^{-3}$ [m]
head long	l	32	32	32	25	$\cdot 10^{-3}$ [m]
gap’s height	h	5	7	10	5	$\cdot 10^{-4}$ [m]
shear area	A	2679	2667	2645	2272	$\cdot 10^{-6}$ [m]

To determine the shear rate, it was necessary to know the value of a shear strain in a function of time. The value of a shear strain was calculated from the formula (5.1), and time t was recorded during the experiment. When carrying out the process to determine the shear rate, a graph was prepared (Fig. 5.3), illustrating the growth of a shear strain in a function of time. The value of a strain rate was determined based on the slope of the line passing through a section of the curve on which shear stress reached maximum value. Straight line whose slope corresponds to the value of a shear rate was marked red in Fig. 5.3.

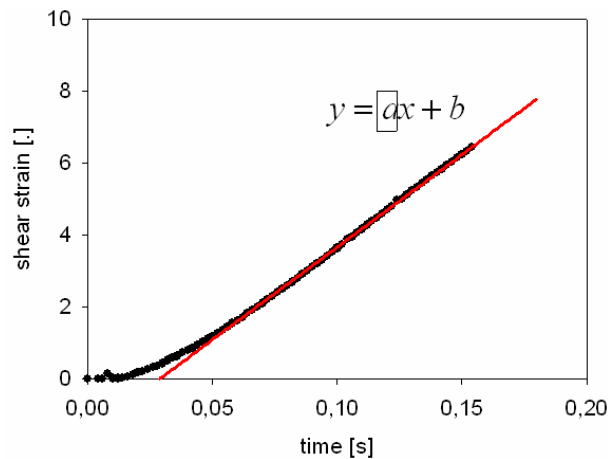


Fig. 5.3. Determination of shear rate

This way was used to estimate the value of shear rate for each of the frequencies of rod's oscillation. For a gap's value of $h=5 \times 10^{-4}$ [m], the value of the piston oscillation frequency were: 1.66; 3.33; 5.00 [Hz], values of shear rates are, respectively, 102, 202, 304 [1/s] for the values of gap's height $h=7 \times 10^{-4}$ [m], respectively 73, 144, 217 [1/s] and for the values of gap's height $h=10 \times 10^{-4}$ [m], the value of shear rate is: 51, 101, 152 [1/s]. It should be noted that, despite of the same oscillation frequency of the piston rod, for different values of the gap's height, different values of a shear rate were obtained and the double increase in the value of the gap's height, caused two-fold reduction in shear rate. The results of calculations of the value of shear rate, with the same values of oscillation frequency of the piston and different values of the gap's height are shown in Table 5.2.

Table 5.2. Statement of the piston oscillation frequency and shear rate of fluid

gap's height [m]	frequency [Hz]	shear rate [1/s]
$h=5 \times 10^{-4}$	1,66	102
	3,33	202
	5,00	304
$h=7 \times 10^{-4}$	1,66	73
	3,33	144
	5,00	217
$h=10 \times 10^{-4}$	1,66	51
	3,33	101
	5,00	152

In order to estimate the value of a conventional yield point of a magnetorheological fluid under magnetic field, working in the test device, it was necessary to draw a chart (Fig. 5.4), which presents the course of shear stress in function of strain. The values of shear stress were calculated from equations (5.1). The yield point, in this case, is designated by the

intersection of two lines, one approximately reproducing the elastic part of shear stress in a function of non-dilatational strain and the other, illustrates roughly, the change of plastic values.

Fig. 5.5 illustrates, setting maximum shear stress of an MR fluid, which flows through the working gap of piston's head. The maximum value of shear stress was determined in a fixed point where the value of the non-dilatational strain is zero and the linear velocity of the piston rod is maximum. The graph in Fig. 5.5, was made by calculating the values of shear stress and non-dilatational strain from equations (5.1). The input data was the value of the force on the piston and value of piston's displacement.

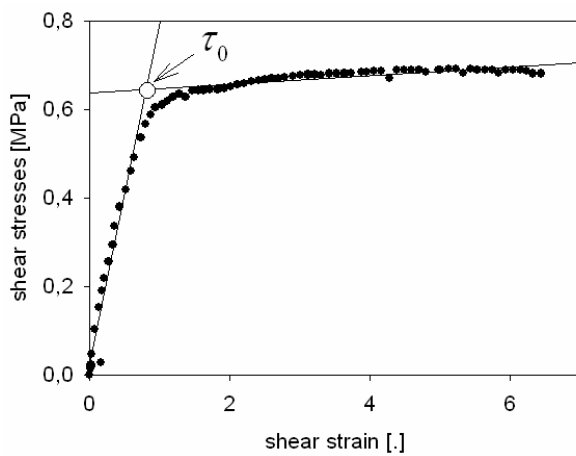


Fig. 5.4. Evaluation of a yield point τ_0 of an MR fluid

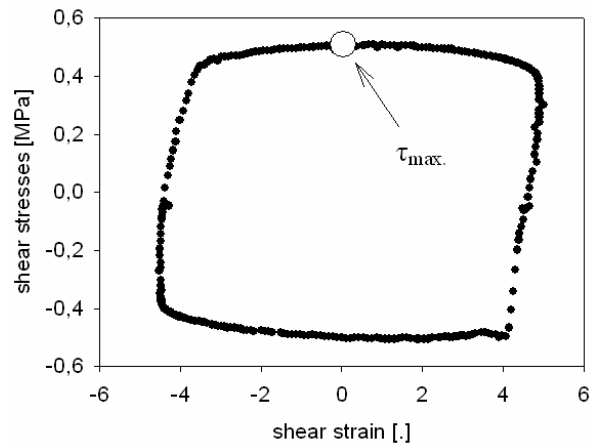


Fig. 5.5. Evaluation of a maximum shear stress τ_{max} of an MR fluid

This form of estimation of the yield point and the maximum shear stress was incorporated in presented study and this method was used to calculate the MR fluid's values, in the following sections.

Another parameter, which describes the properties of an MR fluid in the magnetic field is a Kirchoff's modulus, also called the shear modulus. In carrying out the process of designating the Kirchoff's modulus, a chart was made (Fig. 5.6), illustrating the change in a value of the shear stress in function of non-dilatational strain. Tangent of the slope, reproducing approximately the elastic part of the curve to the abscissa, on which non-dilatational strain values were marked, expresses the value of the Kirchoff's modulus.

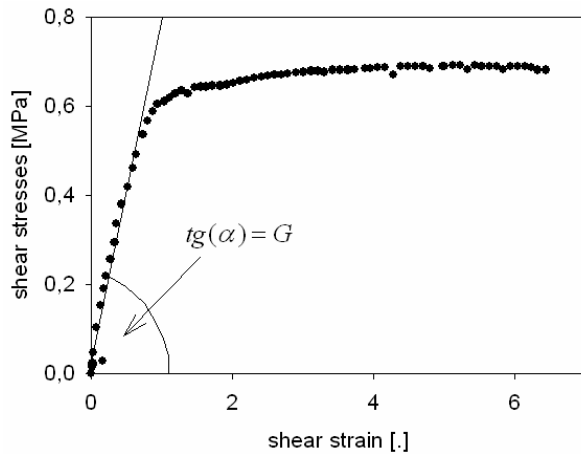


Fig. 5.6. Evaluation of a Kirchoff's modulus

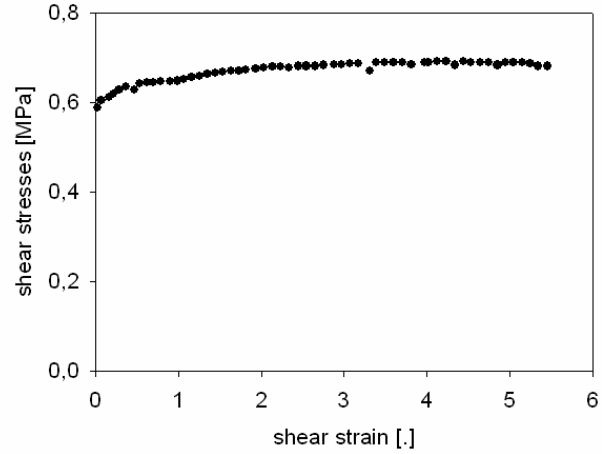


Fig. 5.7. Shear stresses in function of plastic shear strain

Plastic shear strain values were calculated from the equation (5.2). Fig. 5.7 illustrates the curve of Fig. 5.4 above the yield point. Fig. 5.8 shows the same curve as in Fig. 5.7, but in a different scale on the ordinate, on which the values of shear stress were marked.

Eliminating the elastic deformation from the total value of non-dilatational strain, the course representing the viscoplastic properties of an MR fluid in operational conditions of the damper's work was obtained. Extremely important thing is the value of the yield point, beyond which, as shown in Fig. 5.8, in the next phase of a plastic deformation, viscoplastic course of the MR fluid is determined.

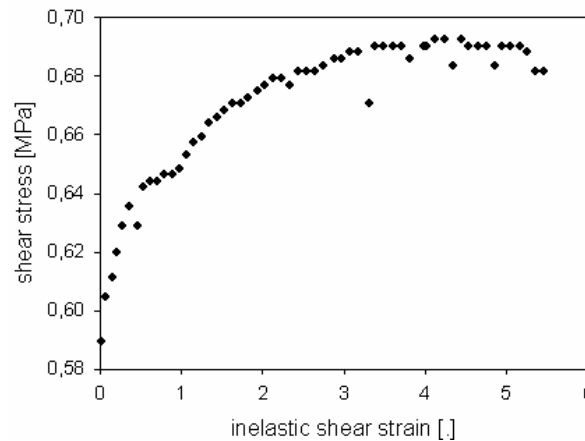


Figure 5.8. Graph illustrating the change in the value of a shear stress versus a plastic shear strain

Explained above, methodology of presentation of shear stress, non-dilatational strain, its plastic part, estimation of the yield point and the maximum shear stress, the Kirchoff's modulus, was used for accurate analysis of an MR fluid in the magnetic field. This analysis

provides a basis for identifying the viscoplastic laws, typical for metals, in the description of behaviour and properties of a magnetorheological fluid in operational conditions of the damper's work.

Directly below the results of the analysis of MR liquids working in the LORD RD 1005-3 shock absorber (section 5.2) and the T-MR SiMR 132 DG damper (section 5.3) were presented.

5.2. Results of analysis of an MR fluid in the LORD RD 1005-3 shock absorber

The studies carried out on the LORD RD 1005-3 shock absorber, described in chapter 4, became the base for an analysis, according to the methodology described in chapter 5.1. Following the methodology of the analysis of MR fluid working in a gap in the head of tested device, the value of the yield point and the maximum value of shear stress were estimated.

Table 5.3 summarizes the values of the yield point as a function of a current flowing in a solenoid of device being tested, and also as a function of a shear rate.

It was observed that with increase of a shear rate, in the tested range of 101-404 [1/s], the value of the yield point increases too. Also, the increasing value of a current flowing in the solenoid, increases the value of yield point. For a shear rate of 101 [1/s] at current value of 0.2 [A], the value of the apparent yield point is 0.24 [MPa], while the increase of a current value to 1.4 [A], increases the yield point value by 200%, to 0.74 [MPa]. Data from Table 5.3 is given in Fig. 5.9, which presents the effect of a shear rate and a current intensity on the value of the yield point of liquid contained in the LORD RD 1005-3 damper. Changes of yield point values, in this case, are in the range 0,24-0,88 [MPa].

Table 5.4 shows the maximum values of shear stress for an MR fluid in the LORD 1005-3 shock absorber, as a function of a current, flowing in a solenoid of tested equipment, as well as a function of shear rate. As in the case of the yield point, the maximum shear stress values increases with increasing value of a shear rate, as well as the increasing value of a current intensity. Changes in the maximum value of fluid's shear stress, in this case, are in the range 0.25-0.91 [MPa].

Comparing the values of yield point with the values of maximum shear stress, it appears that the difference between them reach the value of 0.02 [MPa], independent of the shear rate value or an MR fluid's shear stress.

Increasing values of yield point, with the increasing value of shear rate is very important due to the fact that this condition allows estimation of parameters for nonlinear viscoplastic laws.

Table 5.3. Overview of yield point as a function of current intensity

current intensity [A]		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
yield point [MPa]		τ_0						
shear rate [1/s]	101	0,24	0,41	0,48	0,55	0,65	0,69	0,74
	202	0,26	0,45	0,58	0,63	0,70	0,74	0,80
	404	0,30	0,55	0,68	0,72	0,79	0,85	0,88

Table 5.4. Overview of max. value shear stress as a function of current intensity

current intensity [A]		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
max. shear stresses [MPa]		$\tau_{\max}$						
shear rate [1/s]	101	0,25	0,42	0,50	0,57	0,67	0,72	0,77
	202	0,27	0,46	0,60	0,65	0,72	0,77	0,83
	404	0,31	0,56	0,70	0,74	0,82	0,88	0,91

Fig. 5.10 presents the effect of a shear rate and current intensity on values of maximum shear stresses of the liquid flowing through the working gap in the head of the LORD RD 1005-3 shock absorber. Designated value of the Kirchoff's modulus was $G=0.85$ [MPa] and was independent of a shear rate and a current intensity in the whole investigated range.

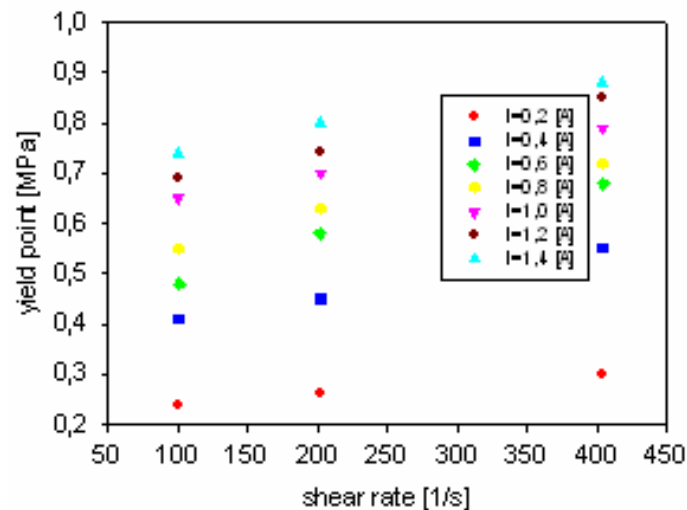


Fig. 5.9. Impact of shear rate and a current intensity on the value of a fluid's yield point in the LORD RD 1005-3 shock absorber

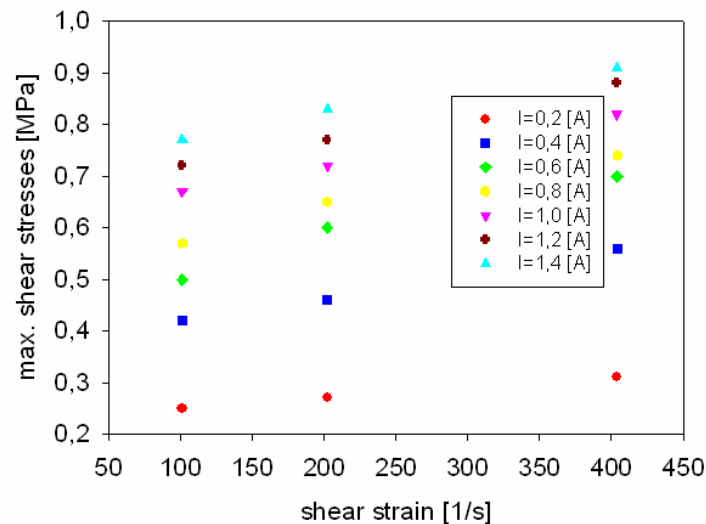


Fig. 5.10. Impact of shear rate and a current intensity on the maximum value of a fluid's shear stress in the LORD RD 1005-3 shock absorber

5.3. The results of the analysis of MR fluid in the T-MR SiMR 132 DG damper

5.3.1. Analysis of the influence of piston's oscillation frequency, fluid's shear rate and a gap's height

Following the methodology of the yield point estimation, the maximum shear stress and the Kirchhoff's modulus, results for the MRF 132 DG fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper were obtained. Then the analysis of the results was made, taking into account the frequency of the piston's oscillation, the value of current flowing in a solenoid, the value of MR fluid's temperature, shear rate and the value of the gap's height. The increase of a shear rate and increase of current intensity causes an increase of yield point, while the increase of temperature causes decrease in the value of the yield point. The gap's height significantly affects the value of the conventional yield point, which in case of gap's height of 10×10^{-4} [m] is about 50% lower, at the current value 0.5 [A], than for the gap's height of 5×10^{-4} [m], with current value of 0.4 [A].

Table 5.5 summarizes the value of yield point for MRF 132 DG fluid in the T-MR SiMR 132 DG damper.

Table 5.5. Statement of the yield point for MRF 132 DG fluid

gap [m]	5×10^{-4}				7×10^{-4}				10×10^{-4}			
temperature [°C]	25				25				25			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
yield point [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
shear rate [1/s]	102	0,23	0,32	0,40	73	0,29	0,32	0,37	51	0,17	0,20	0,22
	202	0,26	0,36	0,45	144	0,33	0,36	0,41	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,27	0,40	0,47	217	0,35	0,39	0,45	152	0,22	0,24	0,27
temperature [°C]	30				30				30			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
yield point [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
shear rate [1/s]	102	0,22	0,30	0,36	73	0,26	0,29	0,33	51	0,17	0,19	0,22
	202	0,24	0,34	0,44	144	0,32	0,35	0,38	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,26	0,39	0,46	217	0,34	0,37	0,43	152	0,21	0,24	0,27
temperature [°C]	40				40				40			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
yield point [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
shear rate [1/s]	102	0,21	0,29	0,35	73	0,25	0,28	0,32	51	0,16	0,19	0,22
	202	0,23	0,33	0,40	144	0,30	0,33	0,36	101	0,19	0,21	0,24
	304	0,24	0,38	0,43	217	0,33	0,35	0,42	152	0,20	0,23	0,26
temperature [°C]	50				50				50			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
yield point [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
shear rate [1/s]	102	0,20	0,28	0,33	73	0,23	0,27	0,30	51	0,15	0,18	0,21
	202	0,22	0,31	0,36	144	0,26	0,31	0,35	101	0,18	0,20	0,23
	304	0,23	0,35	0,41	217	0,29	0,33	0,40	152	0,19	0,22	0,25

Data included in Table 5.5 will be used to prepare graphs, illustrating the changes of the yield point, depending on the given parameter of the work.

In Fig. 5.11, for three values of rod's oscillation frequency: 1.66; 3.33; 5.00 [Hz], current intensity 0.5 [A], the influence of gap's height on the yield point was presented. For the gap's height value set to 5×10^{-4} [m], the current intensity value was 0.4 [A]. For the same values of oscillation frequency and different values of gap's height, different values of a shear rate were obtained. With increasing value of fluid's shear rate, the increasing value of the yield point of an MR fluid was observed. Comparing the data compiled in graphs in Fig. 5.11, it can be concluded that the greatest values of shear stress are obtained when the gap's height is $h = 5 \times 10^{-4}$ [m], with the values of a gap ranging from $h = 7 \times 10^{-4}$ [m] to $h = 10 \times 10^{-4}$ [m], with the same values of oscillation frequency, the value of current and temperature, calculated shear stress values are smaller.

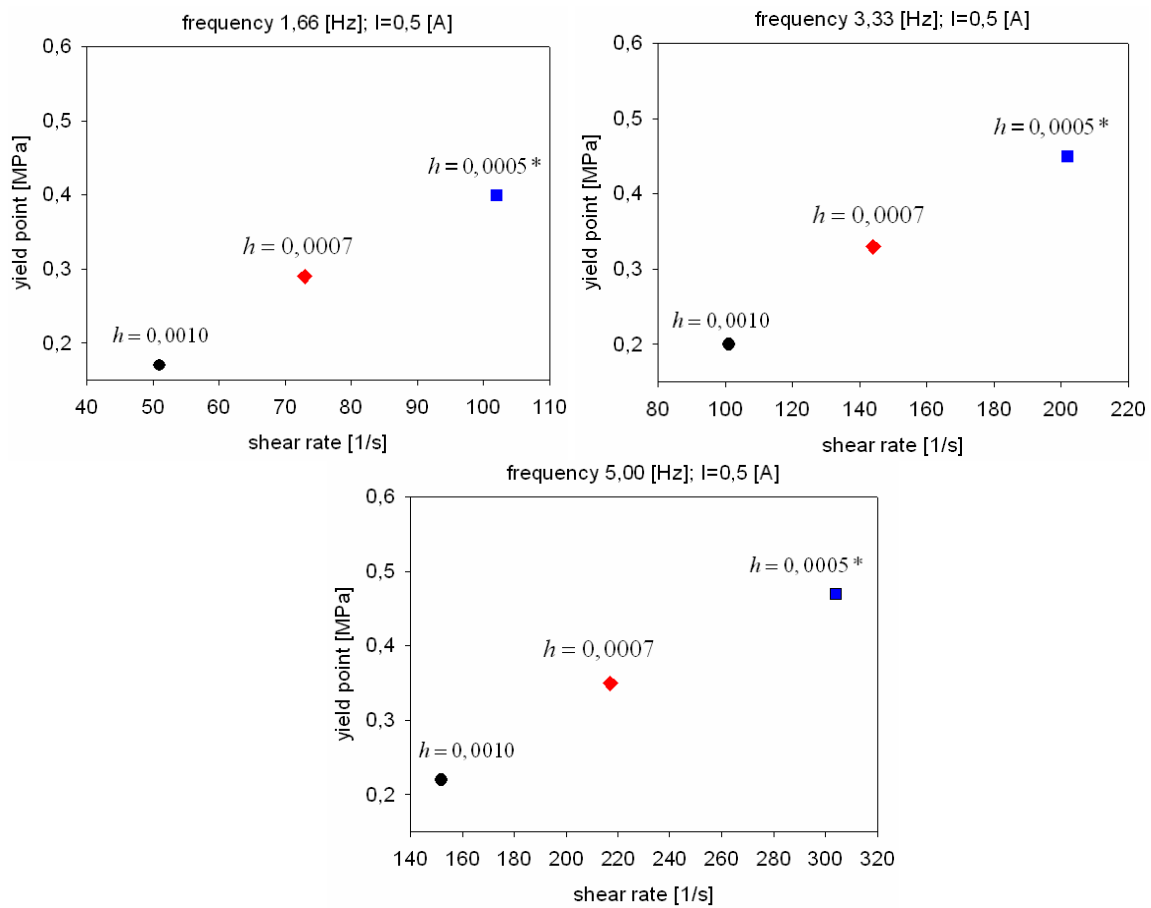


Fig. 5.11. Impact of shear rate and gap's height on the yield point of the fluid in the T-MR SiMR 132 DG damper with three values of oscillation frequencies: 1.66; 3.33; 5.00 [Hz]

The same method as with the assessment of the apparent yield point, was used on the maximum values of shear stress of a magnetorheological fluid, working in the T-MR SiMR 132 DG damper.

Table 5.6. summarizes the maximum value of fluid's shear stress in the T-MR SiMR 132 DG damper, taking into account the parameters of working conditions, such as the frequency of oscillation of the piston, intensity of current flowing in a solenoid, temperature and heights of the gap.

As in the case of changes of apparent yield point, changes of the maximum values of shear stress, adopt the same patterns of growth or decrease in value. The global difference between the value of the yield point and the maximum values of shear stress, is in the range 0.1-0.3 [MPa]. These differences decrease with the increase of measured temperature, and increase with increasing intensity of current.

Table 5.6. Summary of maximum shear stress values of the MRF 132 DG fluid

gap [m]	5×10^{-4}				7×10^{-4}				10×10^{-4}			
temperature [°C]	25				25				25			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. shear stress [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
shear rate [1/s]	102	0,26	0,35	0,42	73	0,31	0,35	0,40	51	0,19	0,22	0,24
	202	0,28	0,41	0,48	144	0,35	0,42	0,46	101	0,21	0,25	0,26
	304	0,32	0,45	0,54	217	0,39	0,44	0,47	152	0,23	0,26	0,28
temperature [°C]	30				30				30			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. shear stress [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
shear rate [1/s]	102	0,24	0,34	0,40	73	0,30	0,33	0,39	51	0,18	0,20	0,24
	202	0,28	0,40	0,48	144	0,35	0,40	0,44	101	0,20	0,22	0,26
	304	0,29	0,43	0,52	217	0,38	0,43	0,45	152	0,21	0,25	0,28
temperature [°C]	40				40				40			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. shear stress [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
shear rate [1/s]	102	0,22	0,32	0,38	73	0,29	0,32	0,38	51	0,18	0,20	0,24
	202	0,26	0,38	0,45	144	0,33	0,38	0,40	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,26	0,41	0,46	217	0,34	0,39	0,40	152	0,21	0,23	0,27
temperature [°C]	50				50				50			
current intensity [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. shear stress [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
shear rate [1/s]	102	0,21	0,31	0,37	73	0,28	0,31	0,36	51	0,18	0,19	0,22
	202	0,25	0,35	0,44	144	0,30	0,35	0,38	101	0,19	0,20	0,25
	304	0,25	0,40	0,45	217	0,30	0,35	0,38	152	0,19	0,22	0,26

In Fig. 5.12, for three values of rod's oscillation frequency: 1.66, 3.33, 5.00 [Hz], current intensity 0.5 [A] (0.4 [A] with the value of gap's height $h=5 \times 10^{-4}$ [m]), the influence of gap's height on the maximum shear stress of fluid working in the T-MR SiMR 132 DG damper was presented. With the increase of shear rate of the fluid in the damper, the maximum shear stress of the MR fluid also increased. Analyzing the data compiled in graphs in Fig. 5.12, it can be stated that the greatest changes in the value of shear stress is obtained when the aperture size is $h=5 \times 10^{-4}$ [m], for the gap's height ranging from $h=7 \times 10^{-4}$ [m] to $h=10 \times 10^{-4}$ [m], with the same frequencies of oscillation of the piston, current and temperature, shear stress values are smaller.

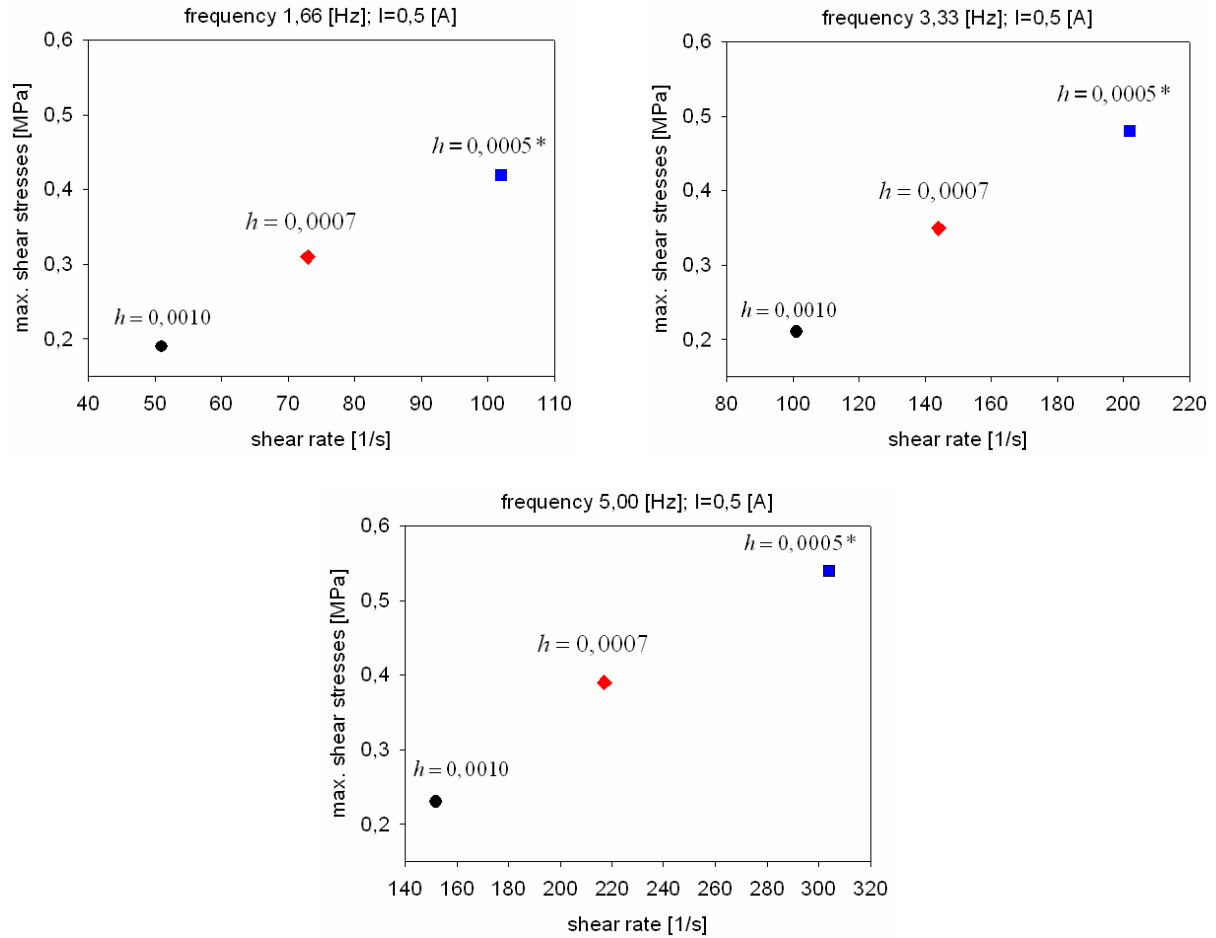


Fig. 5.12. Impact of shear rate and gap's height on the maximum values of shear stress of fluid in the T-MR SiMR 132 DG damper with three values of oscillation frequencies: 1.66, 3.33, 5.00 [Hz]

5.3.2. Analysis of the influence shear rate and current intensity

Change of current intensity in the coil winding, affects the value of a magnetic field strength. The generated magnetic field influences the MR liquid flowing through the gap. Considered shear stresses in the head's gap, increase not only with growing shear rate or decreasing value of the gap's height. Change of current intensity also affects changes of values of these stresses.

Fig. 5.13 illustrates the changes of apparent yield point, obtained for three values of current intensity: 0.5, 1.0, 2.0 [A] and three values of shear rate, the gap's height: 5×10^{-4} [m], 7×10^{-4} [m] and 10×10^{-4} [m]. For the gap 5×10^{-4} [m], the current intensity value was 0.1, 0.2, 0.4 [A]. Change of the yield point value is linear, due to the increase of shear rate, and its linear character is independent, both because of the changing value of a current intensity, whether the value of the gap's height.

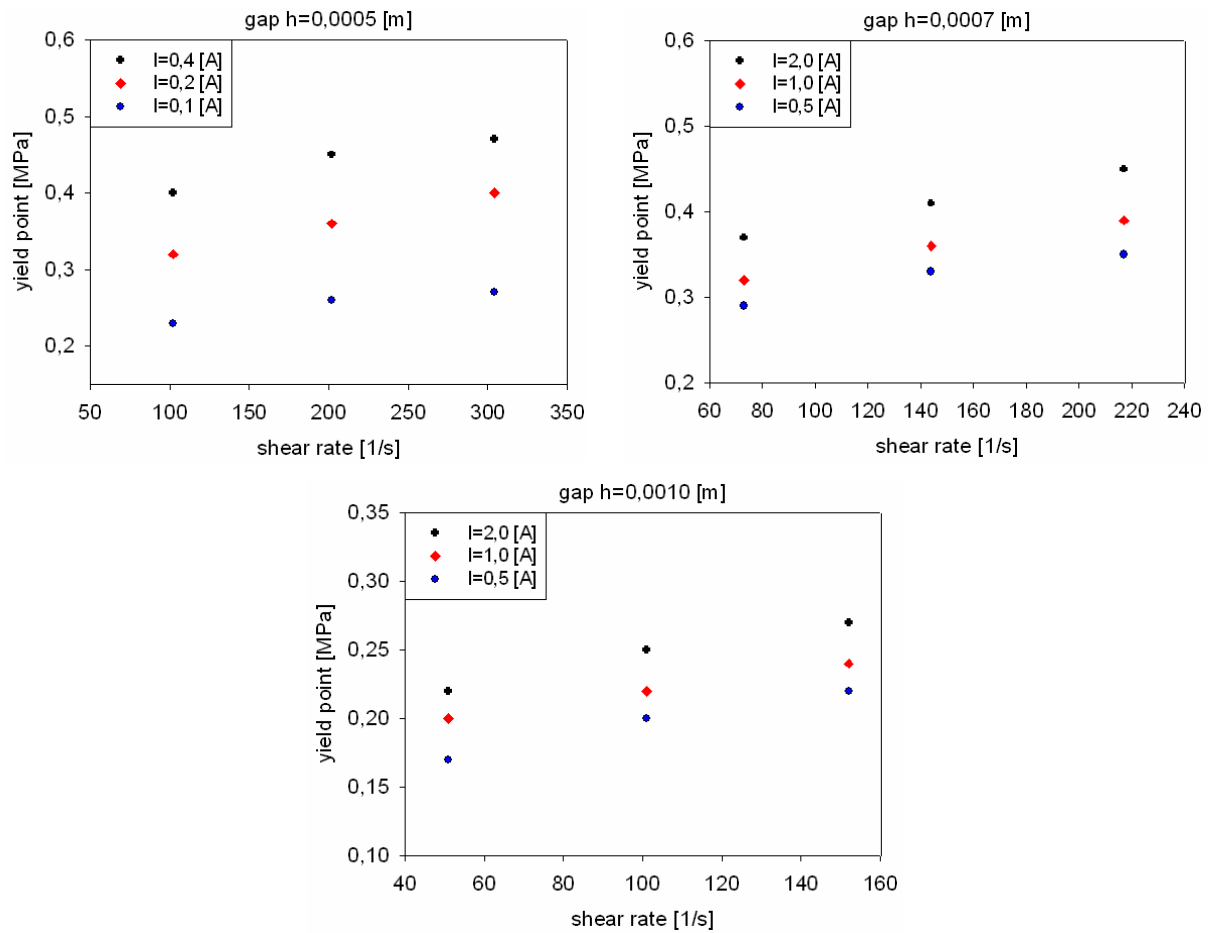


Fig. 5.13. Impact of current intensity and shear rate of fluid on the maximum value of shear stress, with the value of gap's height $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

Fig. 5.14 illustrates the changes of maximum shear stress values, obtained for three values of current intensity and three values of shear rate, with the gap's height value set at 5×10^{-4} [m], 7×10^{-4} [m] and 10×10^{-4} [m]. Change of discussed parameter of liquid is linear, as in the case of changes of the value of the conventional yield point, both because of the changing value of a current, whether the value of the gap's height.

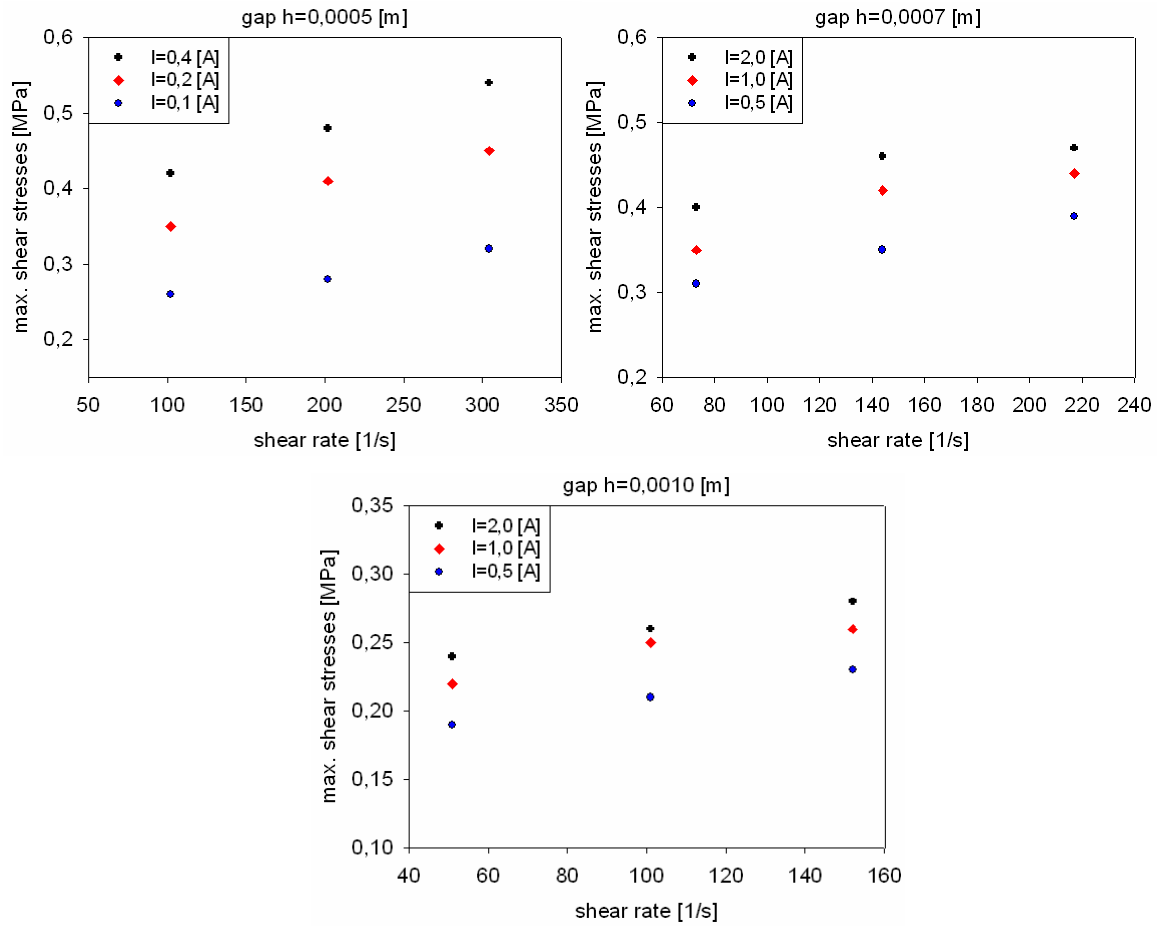


Fig. 5.14. Impact of current intensity and the shear rate of fluid to the maximum shear stress values, for the gap $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

5.3.3. Analysis of the influence of temperature and current intensity

The question of the influence of temperature on the parameters of an MR fluid is often omitted when analysing properties of a magnetorheological fluid. It is usually assumed, e.g. [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999] that in the temperature range $-40 \div 150$ [°C], MR fluid changes its properties only slightly. When assessing the properties of an MR fluid, the effect of temperature should be considered, due to the fact that change of temperature causes change of the fluid's viscosity.

Fig. 5.15 illustrates results of analysis of an MR fluid, obtained at three values of shear rate 102, 202, 304 [1/s], where the influence of a growth of temperature on yield point, with three values of current intensity 0.1, 0.2, 0.4 [A] for the gap 5×10^{-4} [m]. Fig. 5.16 illustrates the value of the yield point, in a similar way as in Fig. 5.15, referring to the gap's height 7×10^{-4} [m], while in Fig. 5.17 to gap's height 10×10^{-4} [m], the current intensity value of 0.5, 1.0, 2.0 [A] in both cases.

5. Analysis of MR fluid properties based on experimental data

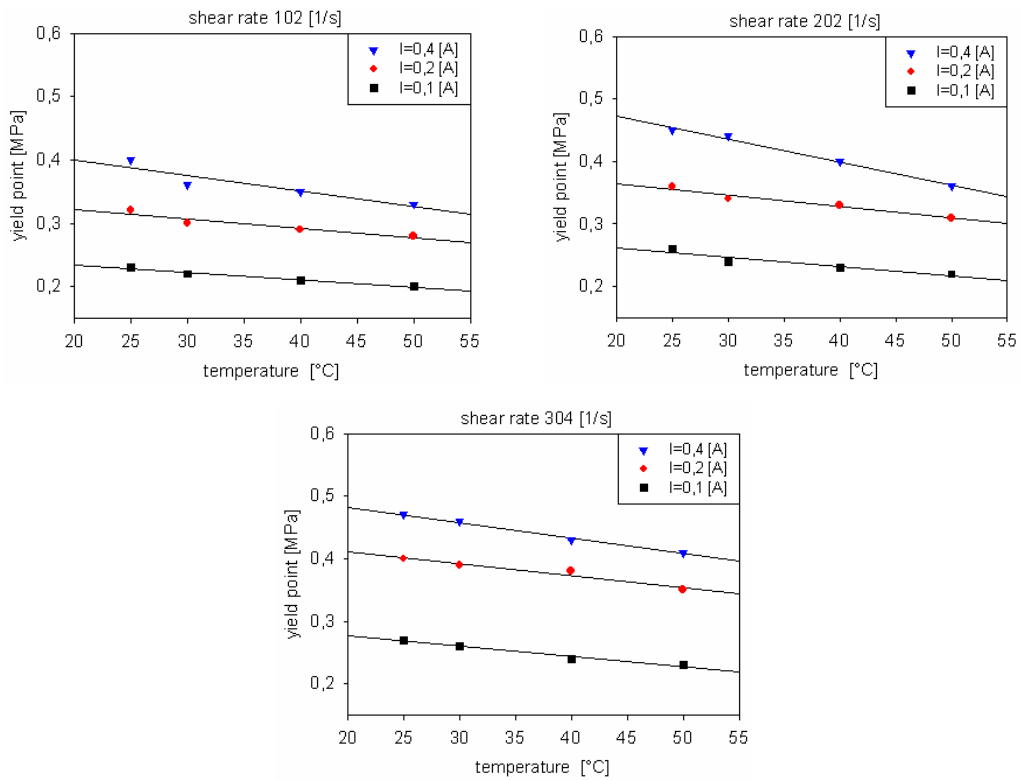


Fig. 5.15. Changes of the fluid's yield point under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=5 \times 10^{-4}$ [m]

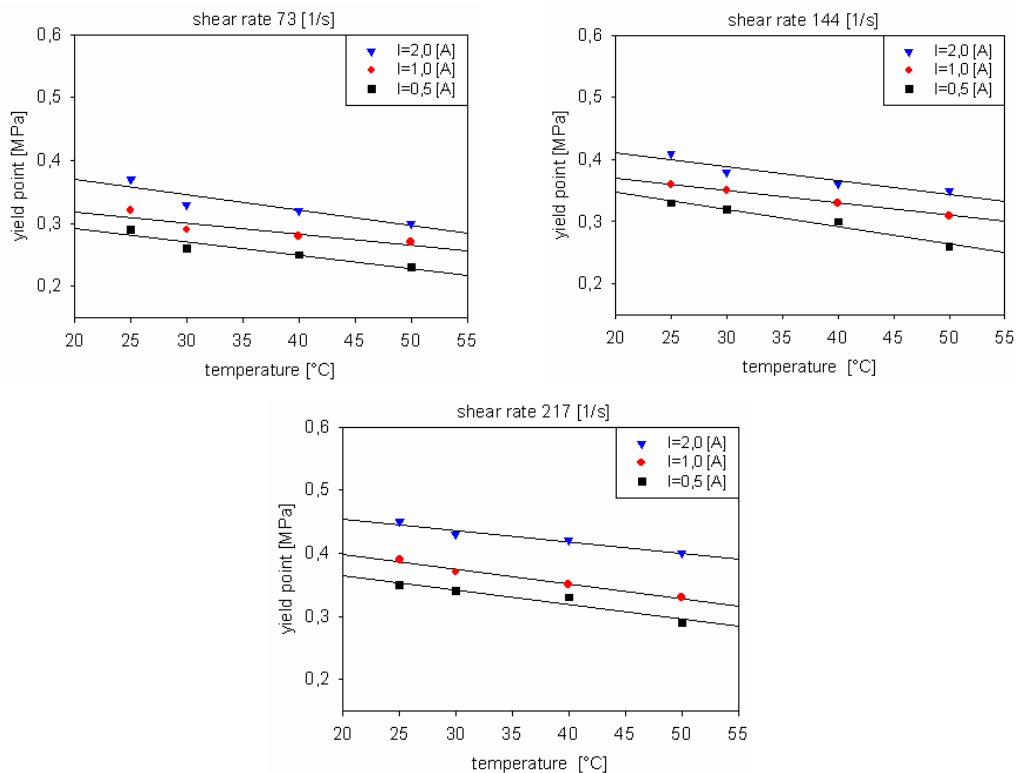


Fig. 5.16. Changes of the fluid's yield point under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=7 \times 10^{-4}$ [m]

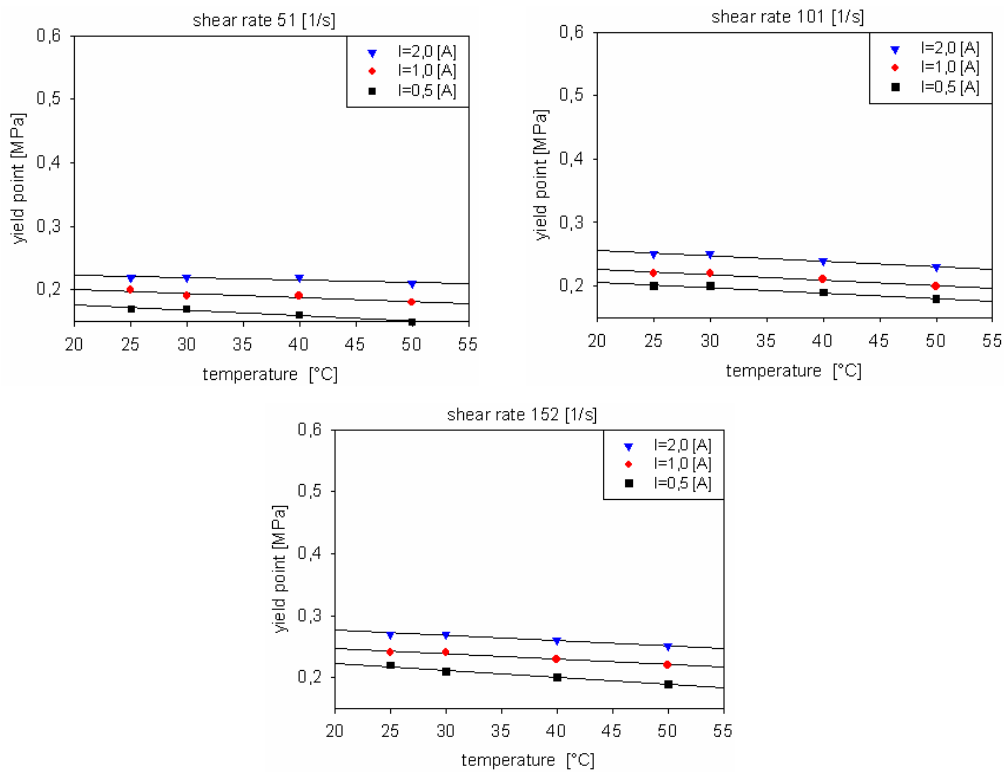


Fig. 5.17. Changes of the fluid's yield point under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

Reviewing the results of the analysis summarized in Fig. 5.15, 5.16, 5.17, where additionally trend lines for changes in the value of the yield point caused by changes in temperature, were marked, a linear decrease of these values was observed. The fastest decline was observed for the gap's height of $h=5 \times 10^{-4}$ [m] and $h=7 \times 10^{-4}$ [m] and a marginal decline in the value of the yield point, also with linear nature, was noted for the value of the gap's height $h=10 \times 10^{-4}$ [m].

In Fig. 5.18 containing a summary of analysis results obtained for three values of shear rate, the influence of growth of temperature on the maximum values of shear stress at three values of current intensity was presented. Fig. 5.18 shows the data for the gap $h=5 \times 10^{-4}$ [m], in Fig. 5.19 referring to the gap $h=7 \times 10^{-4}$ [m], and in Fig. 5.20 the gap $h=10 \times 10^{-4}$ [m]. Analyzing so compiled results, it appears, that temperature has the greatest influence on the maximum value of the fluid's shear stress, when the height of the gap is $h=7 \times 10^{-4}$ [m]. While the smallest impact is for the gap's height value of $h=10 \times 10^{-4}$ [m]. The increase of temperature causes drop of the maximum values of shear stress.

5. Analysis of MR fluid properties based on experimental data

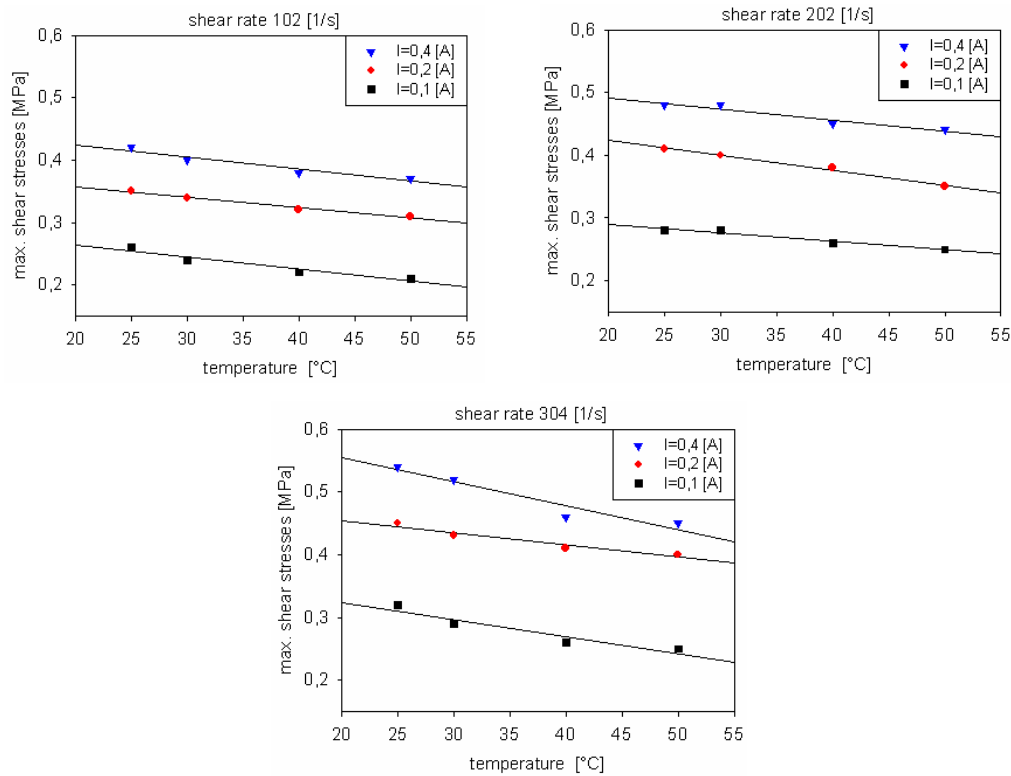


Fig. 5.18. Changes of the maximum values of fluid's shear stresses under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=5 \times 10^{-4}$ [m]

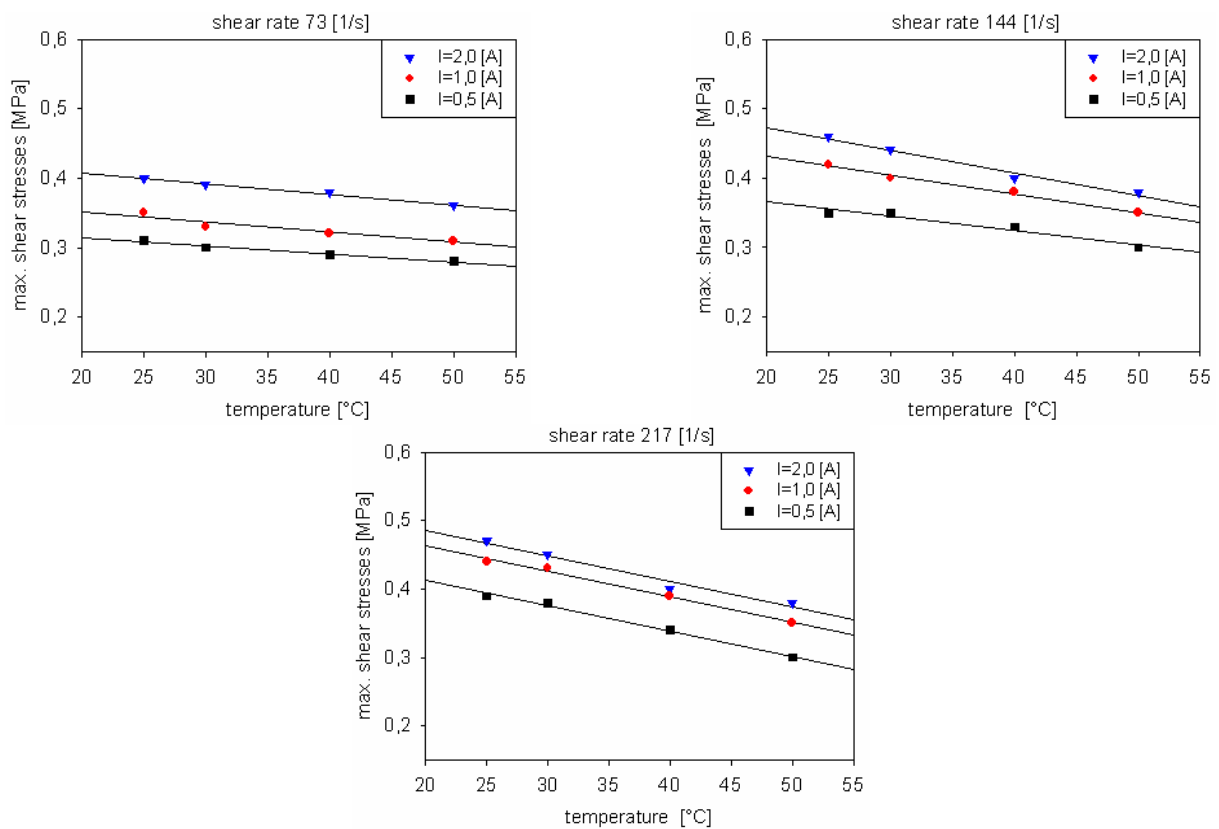


Fig. 5.19. Changes of the maximum values of fluid's shear stresses under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=7 \times 10^{-4}$ [m]

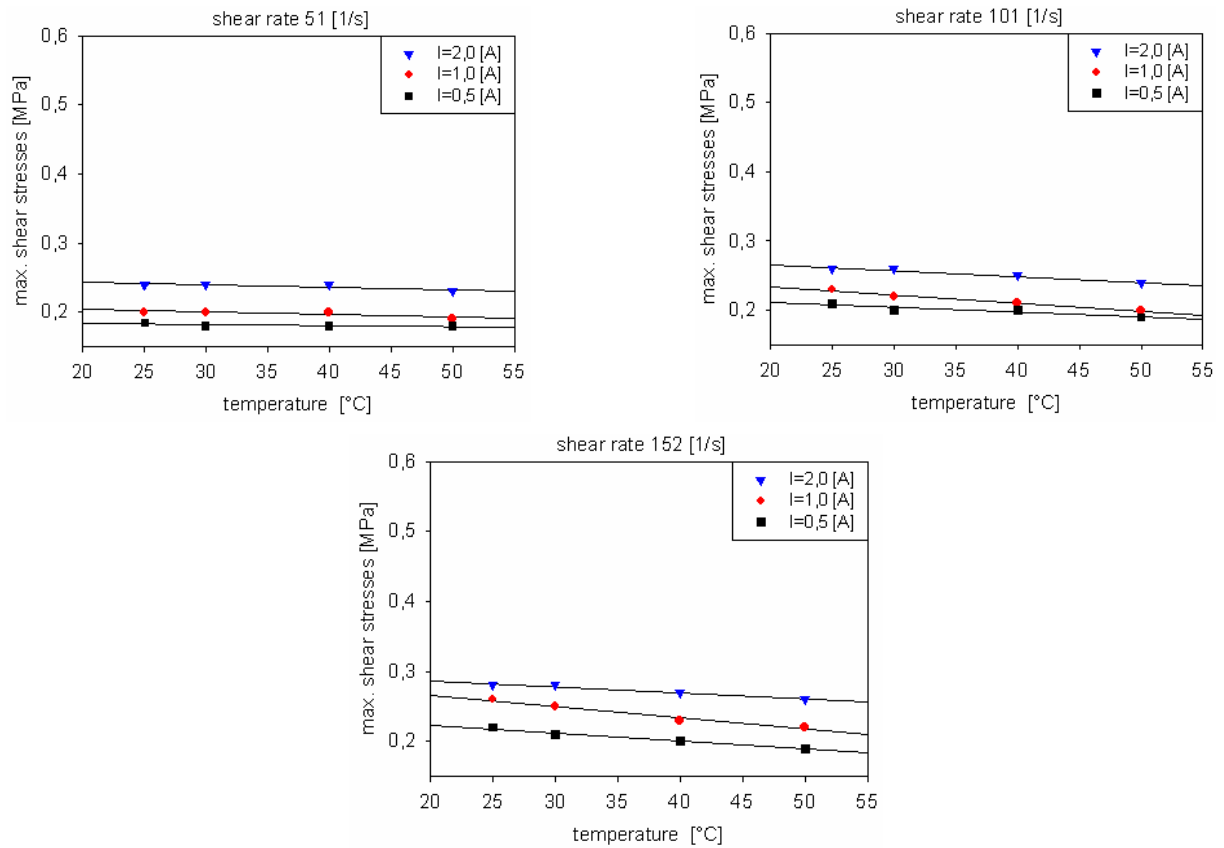


Fig. 5.20. Changes of the maximum values of fluid's shear stresses under the influence of temperature changes, for the gap's height $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

5.4. Summary

In chapter 5, the estimation of parameters for an MR fluid in operational conditions of the damper's work was proposed. The value of the yield point, the maximum value of shear stress and the value of the Kirchhoff's modulus were estimated on the basis of experimental data. Obtained in such way values allowed for a relatively precise analysis of the impact of the piston's oscillation frequency, current intensity, gap's height and temperature, on discussed parameters of MR fluid. Appearance value of the yield point and maximum values of a shear stress for an MR fluids under the influence of changes in exploitation parameters, are linear.

The value of Kirchhoff's modulus for the fluid working in the LORD RD 1005-3 shock absorber is $G=0.85$ [MPa], while for the fluid working in the T-MR SiMR 132 DG damper is $G=0.95$ [MPa]. The value of shear modulus, does not change neither under the influence of changes of current values, nor shear rate, gap's height, or temperature changes.

Carried analysis of the yield point is the basis for identification of parameters of viscoplastic models such as the Bodner-Partom model, or the Perzyna model, and then, their usage in describing behaviour of a magnetorheological fluid in the operating conditions of the damper.

Analysis of a maximum shear stress in the MR fluid, will be used to optimize the value of the gap's height.

Chapter 6 is devoted to the methodology of identifying parameters of viscoplastic models.

6. Parameters identification methodology of viscoplastic models for MR fluid

6.1. Parameters estimation techniques used rheological models

A large number of parameters describing the constitutive equations, makes considerable problems with their identification. Authors of rheological models usually provide the methodology to identify their models, but it happens so that it is not always available. In the literature currently exist many techniques for searching indicators of mathematical equations that describe the behaviour of a magnetorheological fluid, working in the device, or describing the behaviour of device with an MR fluid.

One of the most widely used techniques for estimation of rheological parameters, is the genetic algorithm, known for its optimization. Its usage in discussed topic, can be found in [GIUCLEA et al., 2009], [YU & HAUNG, 2008], [SOEIRO et al., 2008], [LIU et al., 2006], [LIU & TENG, 2006], [KWOK et al., 2007].

Simulated annealing [LIU et al., 2006], [LIU & TENG, 2006], [SOEIRO et al., 2008], [DUDZIAK, 2009], particle swarm optimization [KWOK et al., 2006], [YE & WANG, 2007], [YE & WANG, 2009], are next to genetic algorithms, optimization techniques, searching for such parameters values of a mathematical model so the value of the objective function which in this case, is the difference between numerical and experimental curves, was minimal.

Application of neural networks, in this case can be found in [BOADA et al., 2008], [WITTERS & SWEVERS, 2010], [XIA, 2003].

There are many author's methods for estimating parameters in the literature, for example, in [RAMALLO et al., 2004], the author estimates the parameters of the Bouc-Wen model, with the method of Nelder&Mead, called simplex method. In [LIN et al., 2005], to identify the Bouc-Wen model, the *on-line* method has been applied, in [SOEIRO et al., 2008] Marquardt-Levenberg technique.

The Spencer model, is sometimes identified, with use of sequential quadratic programming algorithm [DYKE et al., 1998] or the author's estimation method described in [RODRIQUEZ et al., 2009]. In the publication [SIKA et al., 2008], LOLITMOT algorithm was proposed, in order to identify the parameters of fuzzy model for the MR damper.

There are relatively well documented methods of identifying indicators for the Perzyna law [AMAR & DUFALLY, 1993], [SCHWERTEL & SCHINKE, 1996] or the Bodner-Partom law [CHAN et al., 1988], [HUANG & KHAN, 1992].

Directly below, it is showed in detail, the methodology and the identification of parameters for the Bodner-Partom model and the Perzyna law, based on the scheme given in [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007] and [WOŹNICA & KŁOSOWSKI, 2000]. Parameters estimation was performed using the Marquardt-Levenberg algorithm [MARQUARDT, 1963] for the objective function, which was adopted as the difference of least squares.

6.2. Identification method of the Bodner-Partom law parameters

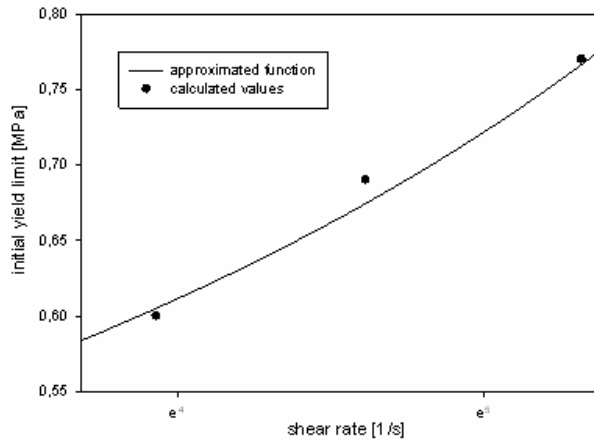
Carried out, in chapter 5, including analysis of yield point value changes of an MR fluid, working in a damper, forms the basis for the parameters identification of the Bodner-Partom model and the Perzyna model. The values obtained at different shear rates, allow to determine the main parameters of viscoplastic models.

For small values of inelastic deformation, the impact of the isotropic hardening is $R = R_0$, and kinematic hardening is negligible, and can be omitted. Formula (6.1) can be treated in a law as the Bodner-Partom contractual definition of a yield point and can be presented in the following form:

$$\tau_0 = \frac{R_0}{\sqrt{3} \left[\frac{2n}{n+1} \ln \left(\frac{2D_0}{\dot{\gamma}'} \right) \right]^{\frac{1}{2n}}} . \quad (6.1)$$

Fig. 6.1 shows the initial yield limit (yield point) values τ_0 , corresponding to three values of a shear rate.

Then, using the method of least squares and using the formula (6.1), plotted curve and the values of the parameters n , R_0 , can be estimated.



Rys. 6.1. Initial yield limit for the Bodner-Partom model as a function of shear rate

6.3. Identification method of the Perzyna law parameters

Immediately below the parameters identification method is presented in the Perzyna law. In the Perzyna model, it is to identify only three parameters, due to the fact that the model has no parameters of hardening, the identification method is quite simple.

Formula (6.2) can be treated in law as the Perzyna law contractual definition of yield point and can be saved in the following form:

$$\tau_0 = \frac{k}{\sqrt{3}} \left(\left(\frac{\dot{\gamma}^I}{\sqrt{3}s} \right)^{\frac{1}{n}} + 1 \right). \quad (6.2)$$

The parameters s , n , k of the model are determined from equation (6.2), for a minimum of three values of shear rate and the corresponding values of conventional yield point. Using equation (6.2) using the least squares method approximates the three points from the earlier calculations (Fig. 6.1). In this way we get the parameters of the Perzyna law.

6.4. Results of parameters identification of the Bodner-Partom law, MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper

The results of estimation of parameter n is given in Table 6.1, while the parameter R_0 in Table 6.2. It was noted, inter alia, that the value of parameter n increases parallelly with the value of the current flowing in a coil. Slight changes in the value of this parameter are observed, along with varying value of temperature. The change in the value of the gap's height, does not affect parameter n .

6. Parameters identification methodology of viscoplastic models for MR fluid

The value of parameter R_0 decreases with increasing of current intensity and the increasing value of the temperature. In contrast to the parameter n , the value of parameter R_0 changes, with modification in the value of the gap's height.

Table 6.1. Values of parameter n of the Bodner-Partom law; T-MR SiMR 132 DG damper

gap [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperature [°C]		25					25					25			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	0,17	0,19	0,21		73	0,21	0,23	0,27		51	0,21	0,24	0,27	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		30					30					30			
shear rate [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	0,17	0,18	0,21		73	0,21	0,23	0,26		51	0,21	0,23	0,27	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		40					40					40			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	0,16	0,19	0,21		73	0,20	0,23	0,26		51	0,21	0,23	0,27	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		50					50					50			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	0,17	0,19	0,20		73	0,21	0,23	0,26		51	0,21	0,24	0,27	
	202					144					101				
	304					217					152				

Table 6.2. Values of parameter R_0 of the Bodner-Partom law; T-MR SiMR 132 DG damper

gap [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperature [°C]		25					25					25			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter R ₀ [MPa]		R ₀					R ₀					R ₀			
shear rate [1/s]	102	10,0	13,3	13,0		73	9,4	9,4	8,9		51	6,5	6,4	6,3	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		30					30					30			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter R ₀ [MPa]		R ₀					R ₀					R ₀			
shear rate [1/s]	102	9,0	12,8	12,5		73	9,3	9,0	8,6		51	6,4	6,3	6,3	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		40					40					40			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter R ₀ [MPa]		R ₀					R ₀					R ₀			
shear rate [1/s]	102	9,5	12,3	12,0		73	9,2	8,8	8,4		51	6,3	6,2	6,2	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		50					50					50			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter R ₀ [MPa]		R ₀					R ₀					R ₀			
shear rate [1/s]	102	8,5	11,6	11,8		73	8,9	8,6	8,2		51	6,1	6,1	6,0	
	202				144	101									
	304				217	152									

Using the data presented in Table 6.1 and 6.2, the values of discussed parameters of the Bodner-Partom model were plotted, in Cartesian, with coordinates on one axis with variable value of temperature, and on the other axis, with variable current intensity. In this way, on resulting surface, value of parameter varies depending on the value of shear rate, current and temperature.

Fig. 6.2 presents courses of curves illustrating the changes in values of parameter R_0 as a function of variables: current intensity and temperature, for gaps: (a) 5×10^{-4} [m], (b) 7×10^{-4} [m], (c) 10×10^{-4} [m]. However, Fig. 6.3 illustrates curves showing changes in the value of parameter n , depending on the value of a current intensity and temperature, in the Bodner-Partom model, in the case of damper T-MR SiMR 132 DG with a gap's value: (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) 10×10^{-4} [m]

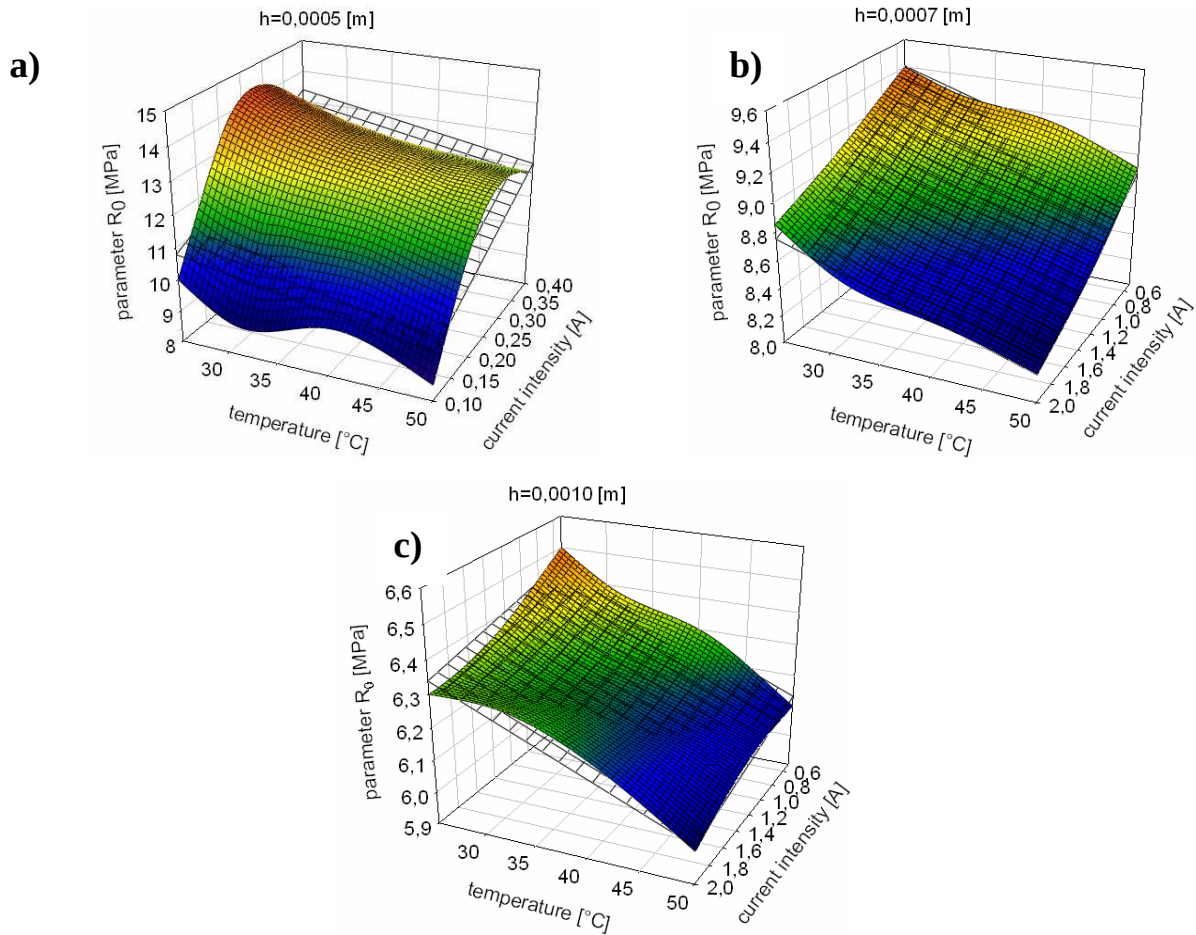


Fig. 6.2. Impact of current intensity and temperature on the value of parameter R_0 in the Bodner-Partom model, in case of the T-MR SiMR 132 DG damper with a gap's value of: (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) 10×10^{-4} [m]

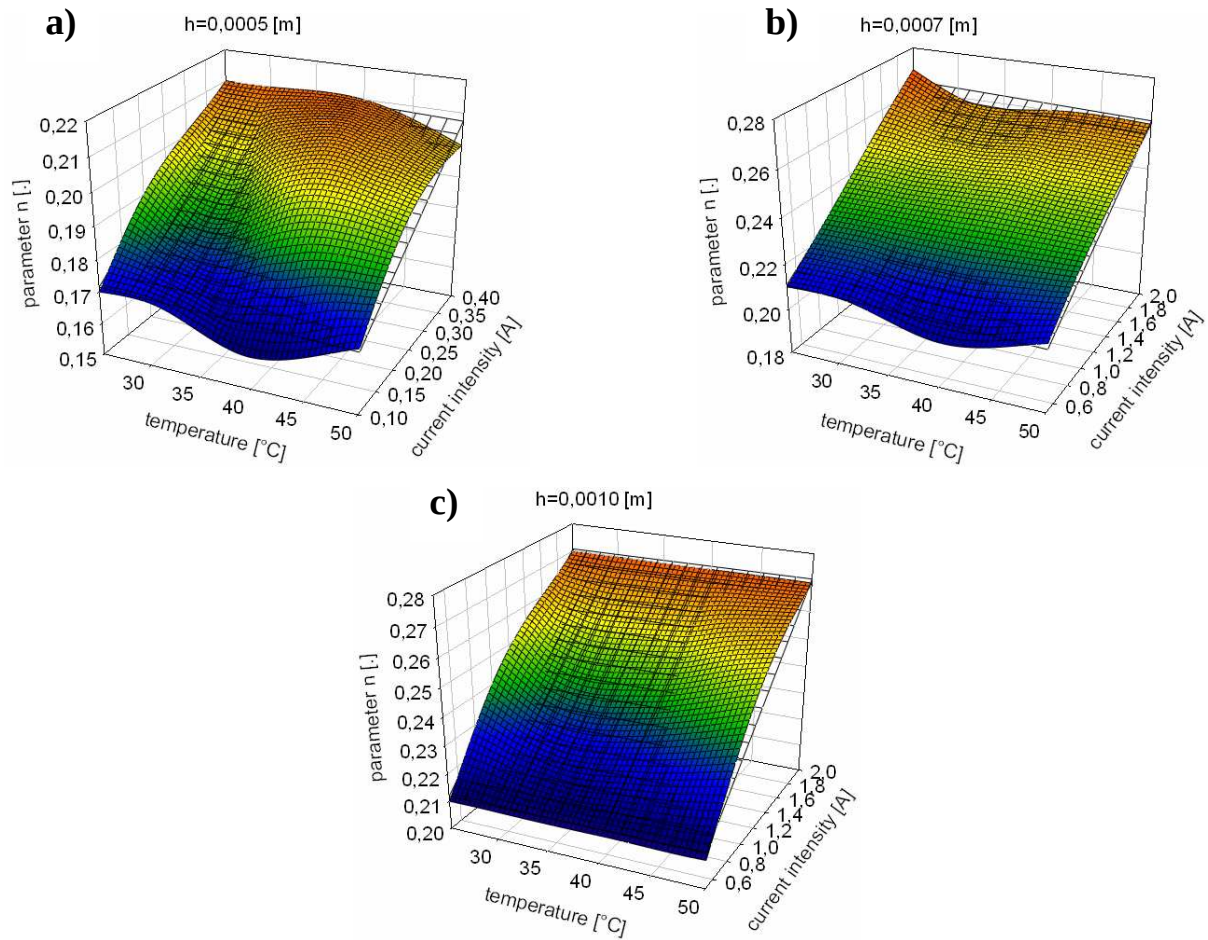


Fig. 6.3. Impact of a current intensity and temperature on the value of parameter n in the Bodner-Partom model, in the case of the T-MR SiMR 132 DG damper with a gap's value of: (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) 10×10^{-4} [m]

Basing on the dependencies illustrated above, with use of Sigmaplot software, functions representing the changing values of parameters of the Bodner-Partom model were obtained, on properly created planes.

Subsequently, functions describing the behaviour of the value of parameter n on a flat surface, depending on the temperature variable t and the current value i and the corresponding value of a gap's height, were proposed:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,16 + 0,13i - 0,0001t \quad (6.3)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,19 + 0,04i - 0,0001t \quad (6.4)$$

$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,19 + 0,04i - 0,0001t \quad (6.5)$$

In similar manner, the functions describing course of changes in the value of the parameter R_0 on the plane were proposed, illustrating the variability of temperature t and the current intensity i with the gap's height value:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 11,22 + 8,66i - 0,05t \quad (6.6)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 10,18 - 0,43i - 0,02t \quad (6.7)$$

$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 6,82 - 0,07i - 0,01t \quad (6.8)$$

Analyzing so complied functions, the author suggested, the Bodner-Partom law, containing two parameters n and R_0 , dependent on four variables: the value of shear rate, the value of current intensity, value of temperature and the value of the gap's height. The mathematical model was written in the form:

$$\dot{\gamma}^I = 2D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{R_0}{\sqrt{3}\tau} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right] \text{sgn}(\tau), \quad (6.9)$$

where:

$$n(t, i) = 0,18 + 0,10i - 0,0001t, \quad (6.10)$$

$$R_0(t, i, h) = \frac{1}{h} (6,8 - 0,07i - 0,01t), \quad (6.11)$$

h was determined by the value of the gap's height.

Modified Bodner-Partom model (equations (6.9), (6.10), (6.11), in chapter 8 will serve as an objective function, to perform optimization calculations, whose task will be to find the optimum value of the gap's height.

6.5. Results of parameters identification of the Perzyna law, MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper

According to the proposed methodology of identification of parameters for discussed Perzyna model, the values of parameters s , n , k were determined. Results of parameter s estimation are given in Table 6.3, parameter k in Table 6.4 and parameter n in Table 6.5.

Changes of s , n , k parameters values in Perzyna model, caused by the changes in a current intensity, temperature or the gap's height, are not as stable as in the case of n and R_0 parameters of the Bodner-Partom model.

It was noticed, that parameter k tends to increase, with increasing the current intensity, just as the value of parameter s . The value of parameter n decreases with increasing value of a

6. Parameters identification methodology of viscoplastic models for MR fluid

current intensity. There is an extremely interesting observation of a huge increase in the value of parameter s - close to two hundred, when the current intensity rises to 2 [A], with the value of the gap's height at $h=7 \times 10^{-4}$ [m] and $h=10 \times 10^{-4}$ [m].

Table 6.3. Values of parameter s of the Perzyna model; T-MR SiMR 132 DG damper

gap [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperature [°C]		25					25					25			
current intensity[A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter s [s ⁻¹]		s					s					s			
shear rate [1/s]	102	1,8	1,4	290		73	0,55	1,1	224		51	0,87	1,5	260	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		30					30					30			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter s [s ⁻¹]		s					s					s			
shear rate [1/s]	102	1,8	1,4	285		73	0,88	0,82	228		51	0,78	1,5	250	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		40					40					40			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter s [s ⁻¹]		s					s					s			
shear rate [1/s]	102	1,15	1,3	280		73	0,36	1,95	215		51	0,6	1,4	230	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperature [°C]		50					50					50			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter s [s ⁻¹]		s					s					s			
shear rate [1/s]	102	1	1,2	270		73	0,75	0,45	202		51	0,55	1,44	205	
	202				144	101									
	304				217	152									

Table 6.4. Values of parameter k of the Perzyna model; T-MR SiMR 132 DG damper

gap [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperature [°C]		25					25					25			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter k [MPa]		k					k					k			
shear rate [1/s]	102	0,17	0,15	0,45		73	0,14	0,1	0,51		51	0,12	0,11	0,29	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		30					30					30			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter k [MPa]		k					k					k			
shear rate [1/s]	102	0,15	0,14	0,45		73	0,13	0,12	0,47		51	0,11	0,10	0,28	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		40					40					40			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter k [MPa]		k					k					k			
shear rate [1/s]	102	0,15	0,14	0,41		73	0,08	0,15	0,48		51	0,10	0,10	0,26	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		50					50					50			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter k [MPa]		k					k					k			
shear rate [1/s]	102	0,1	0,12	0,5		73	0,12	0,12	0,42		51	0,11	0,09	0,25	
	202					144					101				
	304					217					152				

Table 6.5 Values of parameter n of the Perzyna model; T-MR SiMR 132 DG damper

gap [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperature [°C]		25					25					25			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	5,6	3,3	5,3		73	4,36	2,48	1,25		51	6,8	3,3	3,45	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		30					30					30			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	5,7	3,4	5,4		73	4,03	3,5	1,05		51	6,64	3,25	3,4	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		40					40					40			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	5,5	3,4	5,3		73	3,27	3,58	4,18		51	6,35	3,32	3,14	
	202					144					101				
	304					217					152				
temperature [°C]		50					50					50			
current intensity [A]		0,1	0,2	0,4			0,5	1,0	2,0			0,5	1,0	2,0	
parameter <i>n</i> [.]		<i>n</i>					<i>n</i>					<i>n</i>			
shear rate [1/s]	102	4,25	3,5	5,4		73	5,05	4,18	1,05		51	6,5	3,14	3,13	
	202					144					101				
	304					217					152				

With the gap's height $h=5 \times 10^{-4}$ [m], the value of parameter s increased closely to two hundred, but in this case, when the current intensity is 0.4 [A]. There is a slight change in values of parameters s , n , k under the influence of changing temperature.

Shown in tables 6.3÷6.5, the calculated values of parameters s , n , k are presented in graphs as a function of variable current intensity and temperature. Fig. 6.4 shows the change in value of the parameter s in a function of variables: current intensity and temperature, for gaps: 5×10^{-4} , 7×10^{-4} , 10×10^{-4} [m]. Fig. 6.5 summarizes the change of value of parameter n , and in Fig. 6.6 change in the parameter k .

Changes of values of parameters s , n , k in the Perzyna model, in space under the influence of changes in a current intensity, temperature or gap's height, do not run as smoothly over the surface, as in a case of parameters of the Bodner-Partom model.

Still, it was possible to describe the changes of parameters values in Perzyna model, with functions representing planes, that illustrate the variability of parameters s , n , k . Only in case of parameter n , with the gap's height at 5×10^{-4} [m], the behaviour of the parameter, was described with paraboloid.

Thanks to so introduced relations, using Sigmaplot software, the functions representing the changes of values of Perzyna's parameters, at properly formed flat surfaces, were obtained.

Subsequently, functions describing the behaviour of the value of parameter n , dependent on the variable value of temperature t , and the value of current intensity i were proposed, with the gap's height at:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 7,61 - 47i + 0,09t + 94i^2 - 0,002t^2, \quad (6.12)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 4,45 - 2i + 0,02t, \quad (6.13)$$

$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 6,95 - 1,88i - 0,01t. \quad (6.14)$$

In a similar manner, functions describing behaviour of parameter s , dependent on a variable value of temperature t and current intensity value of i were determined, with gap's height at:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -128 + 999i - 0,27t, \quad (6.15)$$

$$\text{a) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -95 + 154i - 0,33t, \quad (6.16)$$

$$\text{a) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -98 + 170i - 0,55t. \quad (6.17)$$

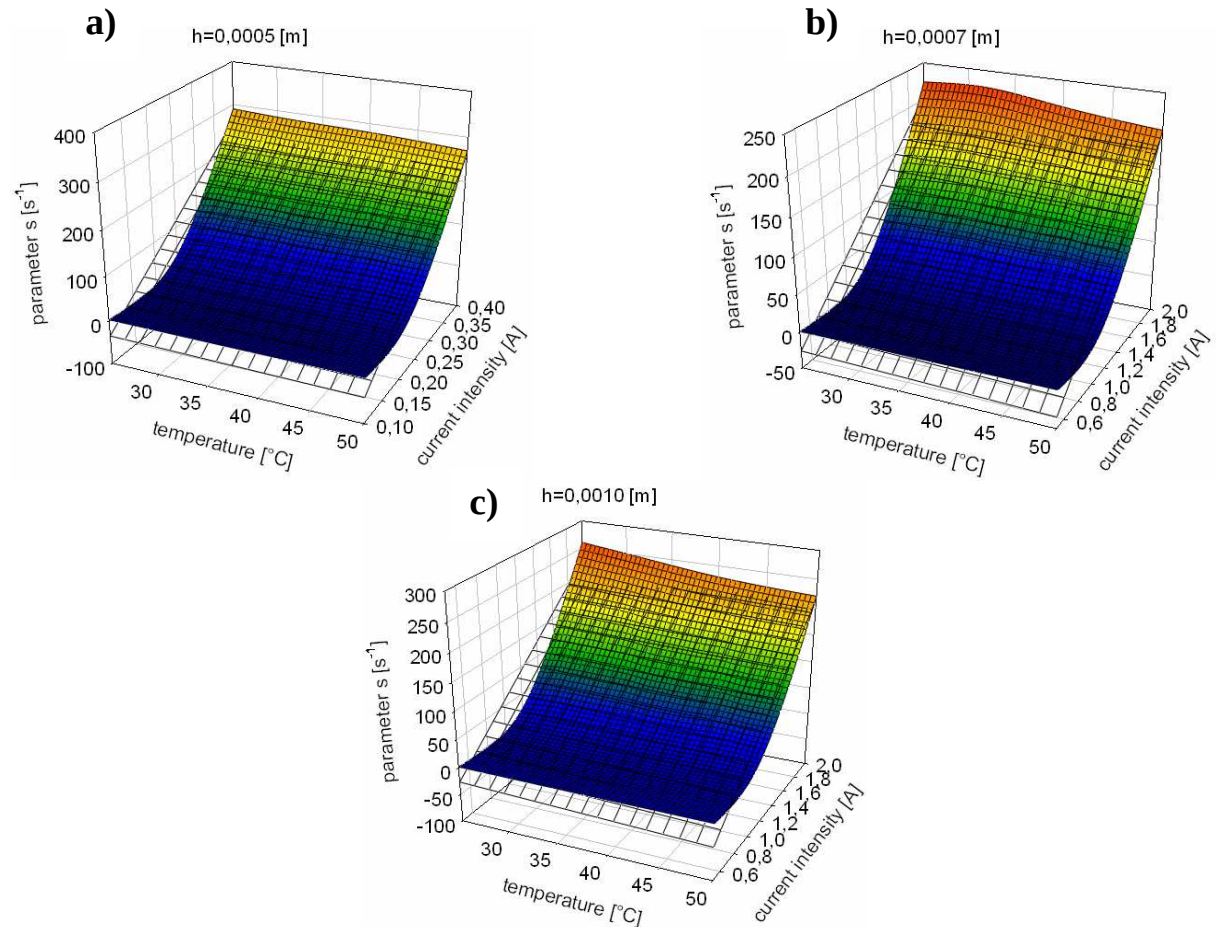


Fig. 6.4. Impact of a current intensity and temperature on the value of parameter s in the Perzyna model, in the case of T-MR SiMR 132 DG damper with a gap's value of: (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) 10×10^{-4} [m]

Proposed functions, illustrating the behaviour of the value of parameter k , dependent on the variable value of temperature t and current intensity value i with the value of the gap's height of:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = 0,005 + 1,1i - 0,0006t, \quad (6.18)$$

$$\text{a) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = -0,02 + 0,25i - 0,001t, \quad (6.19)$$

$$\text{a) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = 0,05 + 0,11i - 0,0009t. \quad (6.20)$$

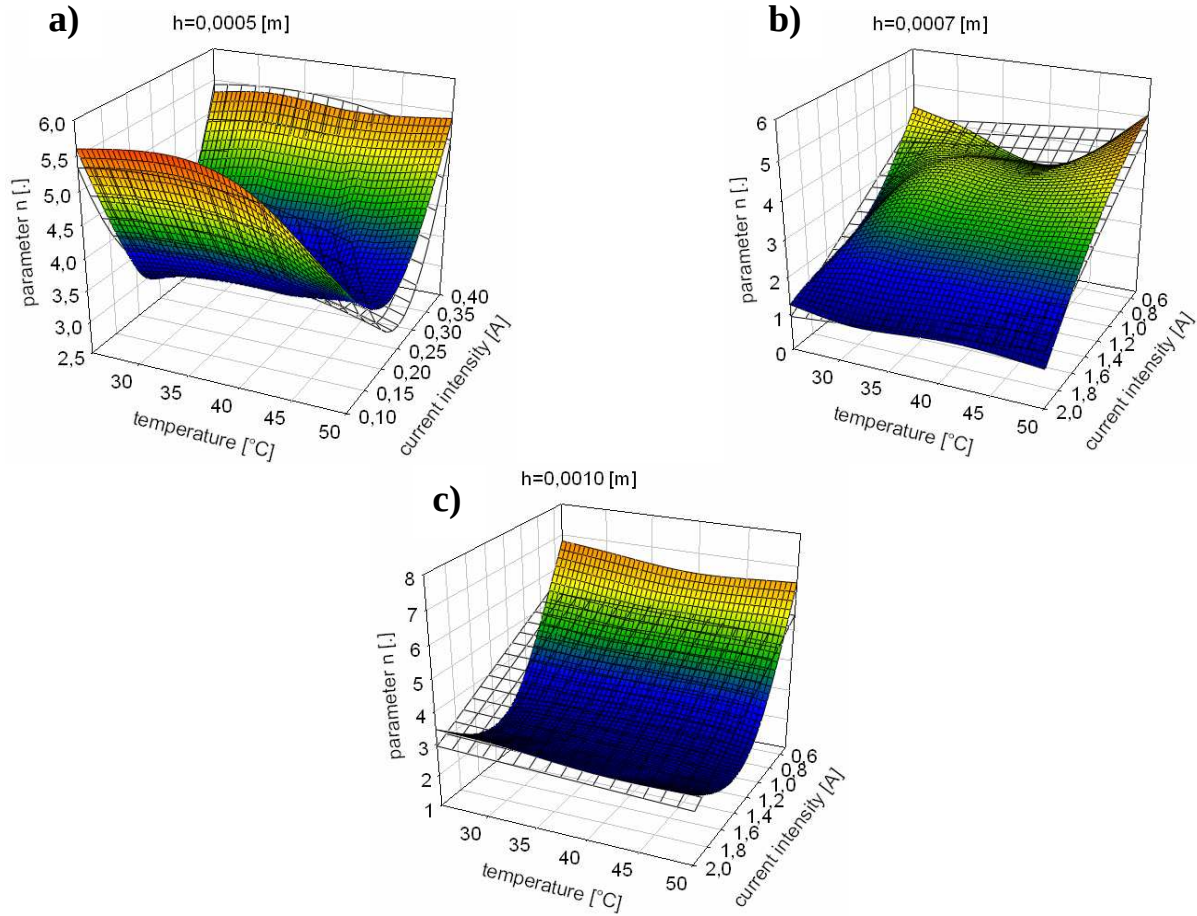


Fig. 6.5. Impact of a current intensity and temperature on the value of parameter n in the Perzyna model, in the case of T-MR SiMR 132 DG damper with a gap's value of: (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) $10 \times 10^{-4} \text{ [m]}$

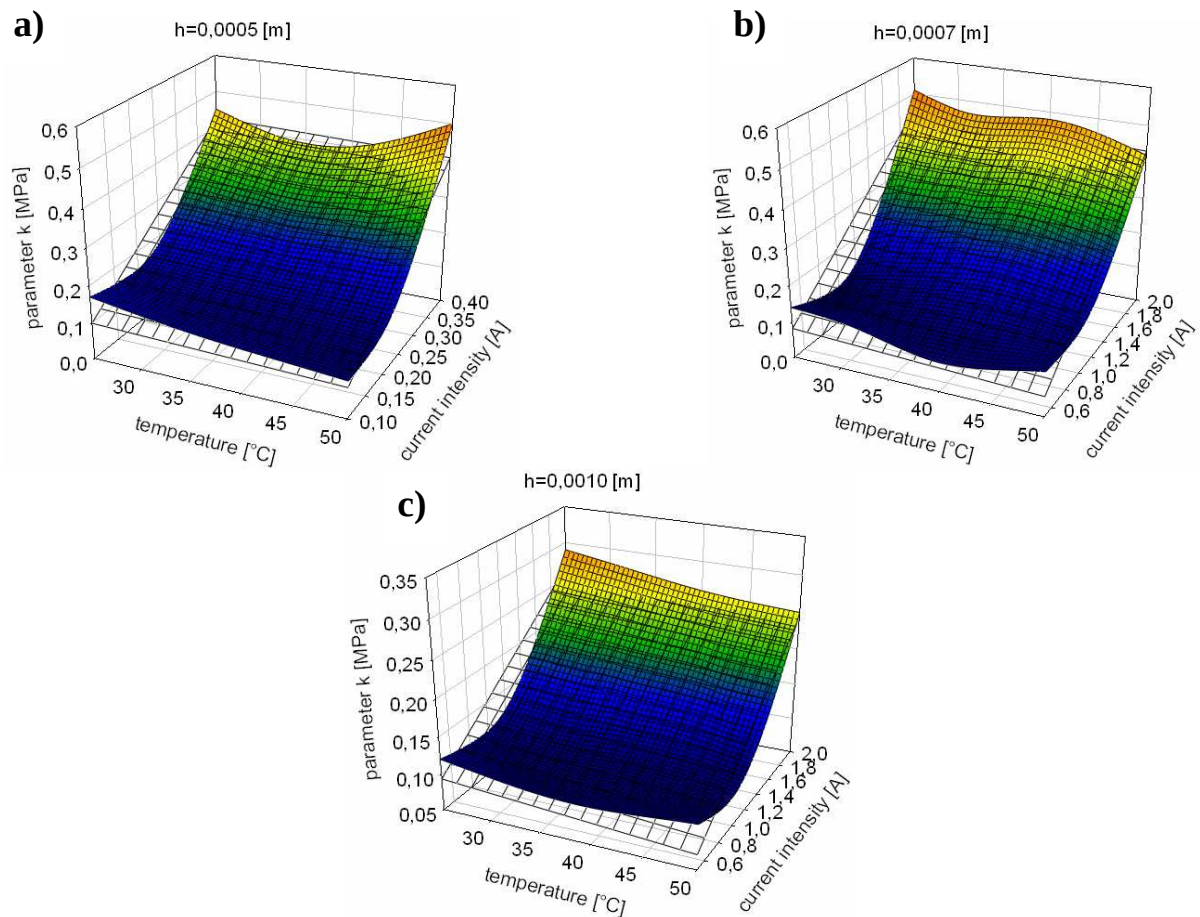


Fig. 6.6. Impact of current intensity and temperature on the value of parameter k in the Perzyna model, in the case of T-MR SiMR 132 DG damper with a gap's value of:
 (a) 5×10^{-4} , (b) 7×10^{-4} , (c) 10×10^{-4} [m]

6.6. Evaluation of the accuracy of determined parameters of viscoplastic models

Identification was based on data consisting of large number of points. Cyclic operation of rod, in each cycle represented the same measurement data. The same values of parameters were obtained in each piston cycle, proving that the spread of values is close to zero.

Used Marquardt-Levenberg method, in the Sigmaplot program, was characterized by a 95% confidence interval. On that basis, the author is convinced that the designated values of parameters of viscoplastic models, are burdened with a very small error, and to check that, a comparison of numerical simulations, containing the calculated values of parameters in their description should be made with experimental data.

Comparative characterizations will be presented in chapter 7.

7. Numerical simulations of Bodner-Partom model and Perzyna model

7.1. Introduction

Results of parameters identification of the Bodner-Partom model and the Perzyna model were verified, by comparison of numerical simulations results with experimental results of the viscoplastic model.

Bodner-Partom and Perzyna equations describe non-linear differential equations of first order, that is why it has been decided to integrate them with explicit method – Euler’s method. It is one of the easiest method to solve ordinary differential equations, which assumes that ‘direction’ is expressed by first derivative of function [NEJBAUM, 2003]:

$$\varphi = \frac{dy}{dx} = f(x_i, y_i), \quad (7.1)$$

so:

$$y_{i+1} = y_i + f(x_i, y_i)h, \quad (7.2)$$

$$h = x_{i+1} - x_i. \quad (7.3)$$

where: h – integration step of function, φ - direction of successive wanted point of solution.

First derivative of function determines the location’s direction of the new solution point. This is called predictor [NEJBAUM, 2003]. The distance between the predictor and the solution is the exact error of the method.

Detailed information about numerical solution of the differential equation using Euler’s method in MATLAB environment are available in [OTTO, 2005], [YANG, 2005], [MATHEWS, 1999].

A plastic strain rate $\dot{\gamma}^I$, needed to solve the constitutive equations for the purpose of simulation:

$$\frac{d\gamma^l}{dt} = \frac{d\gamma}{dt} - \frac{d\gamma^e}{dt}. \quad (7.4)$$

Dependence of the elastic strain rate $\dot{\gamma}^e$ is presented below:

$$\frac{d\gamma^e}{dt} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \frac{d\gamma}{dt} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \dot{\gamma}. \quad (7.5)$$

Taking equations (7.4) and (7.5) into account, dependency describing plastic strain rate was obtained in a following form:

$$\dot{\gamma}^l = \dot{\gamma} \left(1 - \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \right). \quad (7.6)$$

Equation (7.6) will be used to solve constitutive equations of the Bodner-Partom law and the Perzyna law. Below, numerical solutions for Bodner-Partom and Perzyna models were presented.

7.2. Numerical simulation of the Bodner-Partom law

The viscoplastic constitutive equation of Bodner-Partom can be written in a form:

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = G \left(1 - \frac{2}{\dot{\gamma}} D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{R+D}{\sqrt{3}\tau} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right] \text{sgn}(\tau) \right). \quad (7.7)$$

Taking into consideration, the time needed for calculation and accuracy of wanted numerical solution, integration step was established at $d\gamma = 0.01$. The step was chosen on the basis of initial numerical calculations, checking solutions with integration step ranging from 0.1 to 0.00001. On the basis of tests series, for calculations the author determined the step at $d\gamma = 0.01$.

Fig. 7.1 shows results of the numerical solution of Bodner-Partom model for LORD RD 1005-3 shock absorber, obtained for three values of shear rate: 101; 202; 303 [1/s], intensity of current 1[A] and temperature 25 [°C]. Simulation includes hardening parameters. Received results were illustrated on (Fig. 7.1), together with experimental results of the LORD RD 1005-3 shock absorber.

Estimating an outcome of numerical and experimental results, big convergence between estimated maximal values of shear stresses, derived from performed experiments and the data calculated in process of obtained courses of numerical simulations, can be noticed.

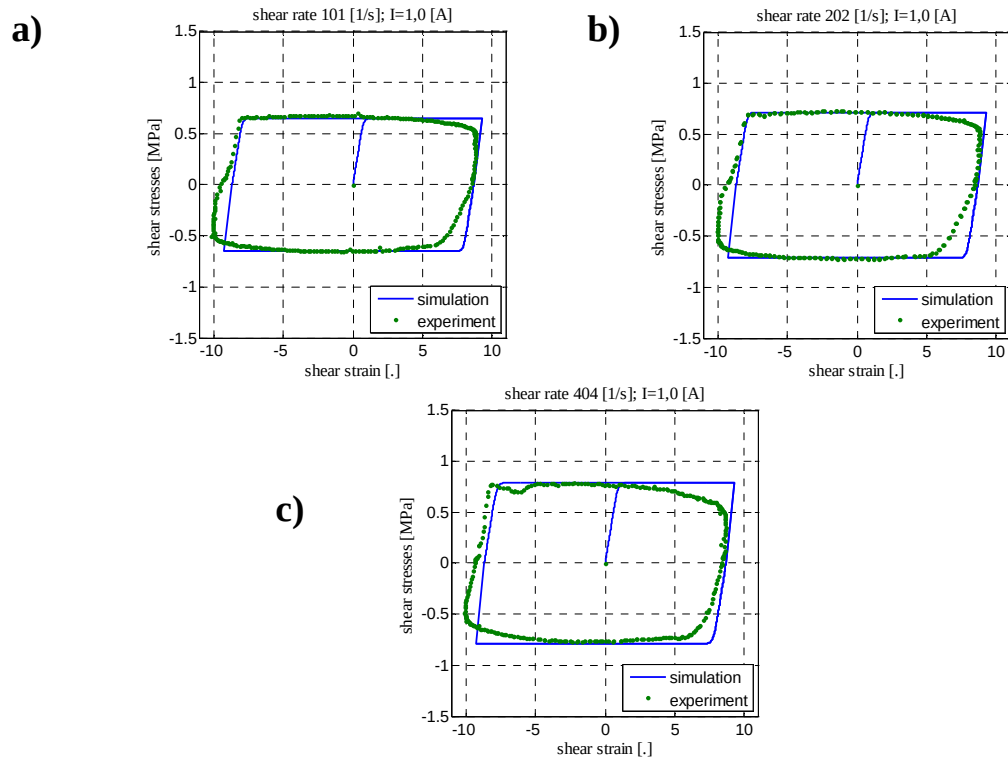


Fig. 7.1. Comparison of results of numerical solution of the Bodner-Partom model with experimental data of the LORD RD 1005-3 shock absorber, received with following parameters of experiment: current intensity 1[A]; temperature 25[°C], shear rate: 101; 202; 404 [1/s]

Fig. 7.2 illustrates comparison of results of numerical solution of the Bodner-Partom model with results of experimental research of the LORD 1005-3 shock absorber, with three values of shear rate: 101, 202, 404 [1/s]. In this case, parameters of hardening function were omitted. Comparing data from Fig. 7.2 with data shown in Fig. 7.1, it was noticed, that when ignoring the parameters of hardening during the simulation process, values of shear stress that were obtained during the process of experimental research, are not reached. The difference is minimal, and in some way justifies the possibility of resigning from the hardening parameters, while their identification.

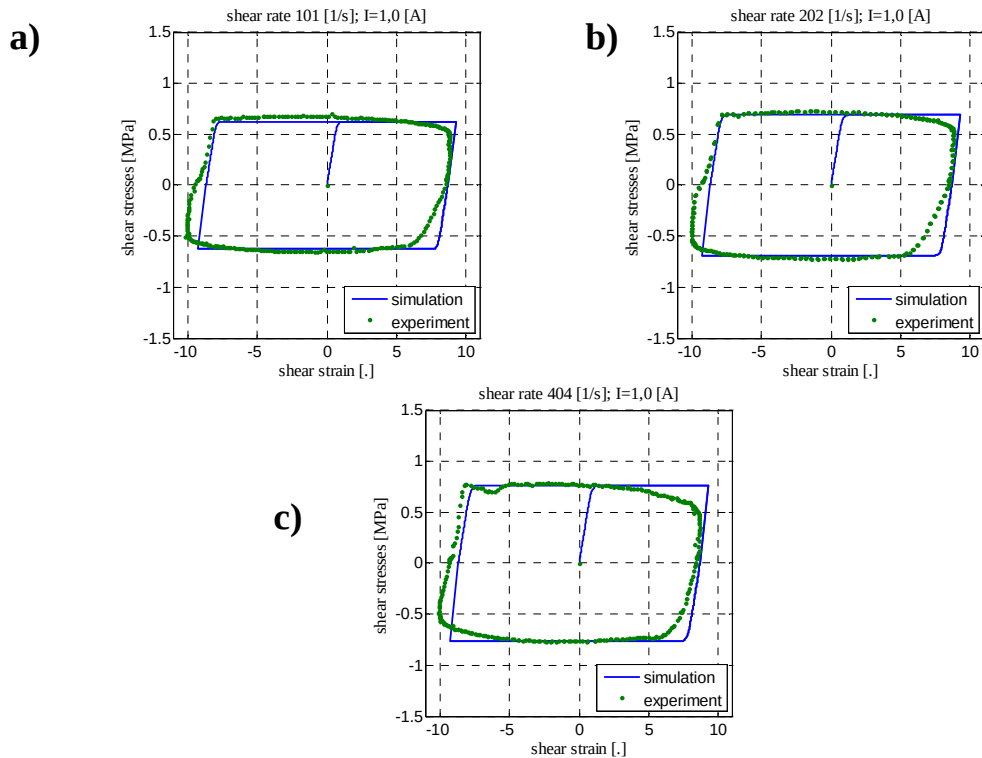


Fig. 7.2. Comparison of results of numerical solution of the Bodner-Partom model without hardening parameters with experimental data of the LORD RD 1005-3 shock absorber, obtained with following parameters of experiment: current intensity 1[A], temperature 25 [°C], shear rate: 101; 202; 404 [1/s]

Comparison of results of numerical solution of the Bodner-Partom model with results of experimental research of the T-MR SiMR 132 DG damper, with following values of experiment's parameters: current intensity 1[A], temperature 25 [°C], the height of the gap 7×10^{-4} [m], shear rate: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s], was illustrated in Fig. 7.3. In this case, the parameters of a hardening function were ignored. Presented numerical simulations (Fig. 7.3), accurately represent characteristics of shear stresses as a function of shear strain. Numerical results are similar to experimental data.

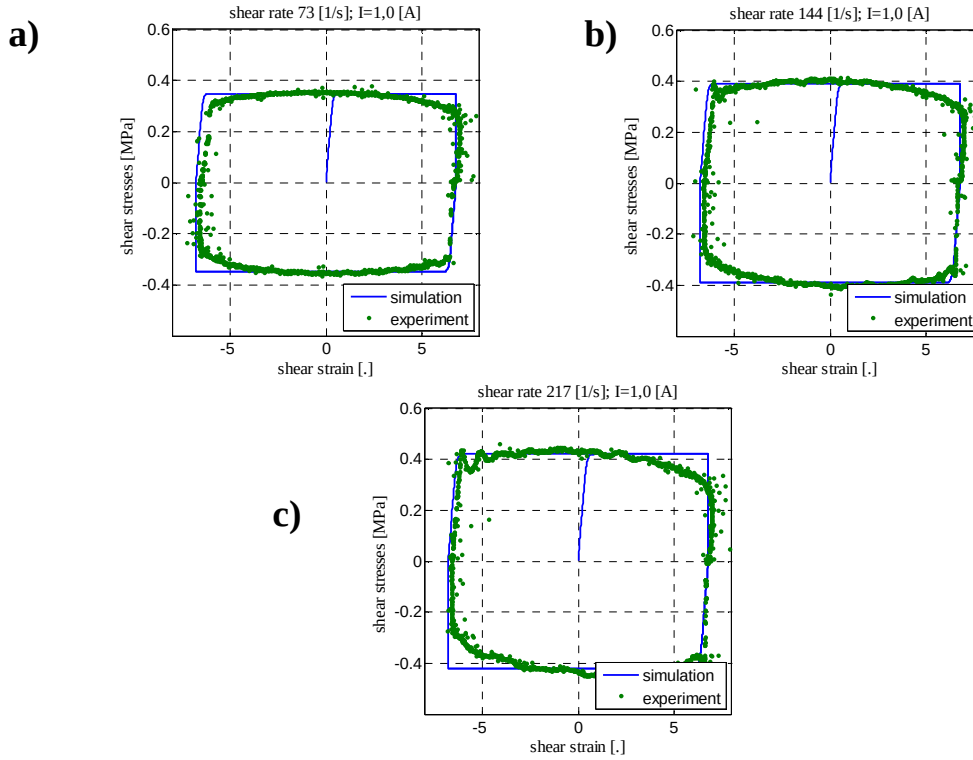


Fig. 7.3. Comparison of a numerical simulation of the Bodner-Partom law with results of research of the T-MR SiMR 132 DG damper, when experiment's parameters are: current intensity 1,0 [A]; temperature 25 [°C]; height of the gap 7×10^{-4} [m]; shear rate: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]

7.3. Numerical simulations of the Perzyna law

The viscoplastic constitutive equation of the Perzyna law, can be presented in form:

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = G \left(1 - \frac{\sqrt{3}s \left\langle \frac{\sqrt{3}\tau}{k} - 1 \right\rangle^n}{\dot{\gamma}} \right). \quad (7.8)$$

Like in the case of the Bodner-Partom law, accepted step of integration is $d\gamma = 0,01$.

Fig. 7.4 contains comparison of results of numerical model of the Perzyna law with experimental data, concerning the LORD RD 1005-3 shock absorber, for three values of shear rate: 101; 202; 404 [1/s]. In the Perzyna model, there is no hardening function, and there are three parameters in the model, no two like in the Bodner-Partom model. Increasing number of parameters by one, did not affect the accuracy of a numerical solution. The character of outcome illustrating results of Perzyna model simulation compared with an experimental data from the T-MR 132 DG damper, assures the proper estimation of parameters.

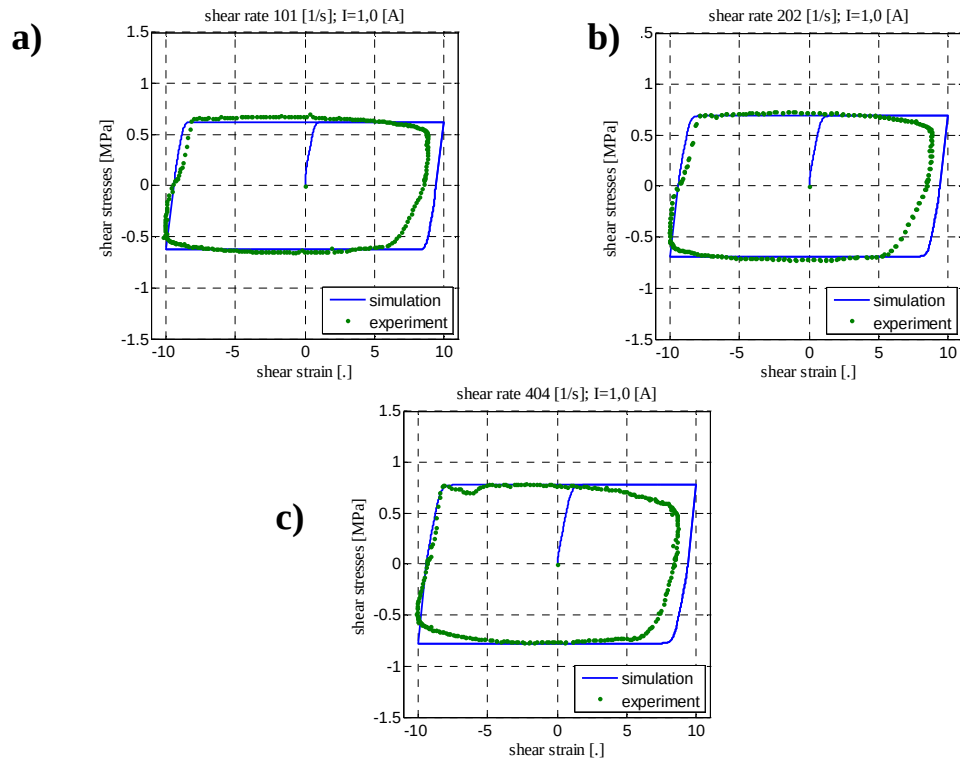


Fig. 7.4. Comparison of results of numerical simulation of the Perzyna law with research results of the damper T-MR SiMR 132 DG, with experiment's parameters: current intensity 1,0 [A]; temperature 25 [°C]; the height of the gap 5×10^{-4} [m]; shear rate: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]

Fig. 7.5 contains exemplary results of numerical simulation of the Perzyna law and research results of the T-MR SiMR 132 DG damper, obtained with parameters values: current intensity 1,0 [A]; temperature 25 [°C]; the height of the gap 7×10^{-4} [m]; shear rate: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]. Estimating obtained results of the research, shown in Fig. 7.5, it is easy to observe that values coming from the simulation, slightly differ from obtained experimental values.

7. Numerical simulations of Bodner-Partom model and Perzyna model

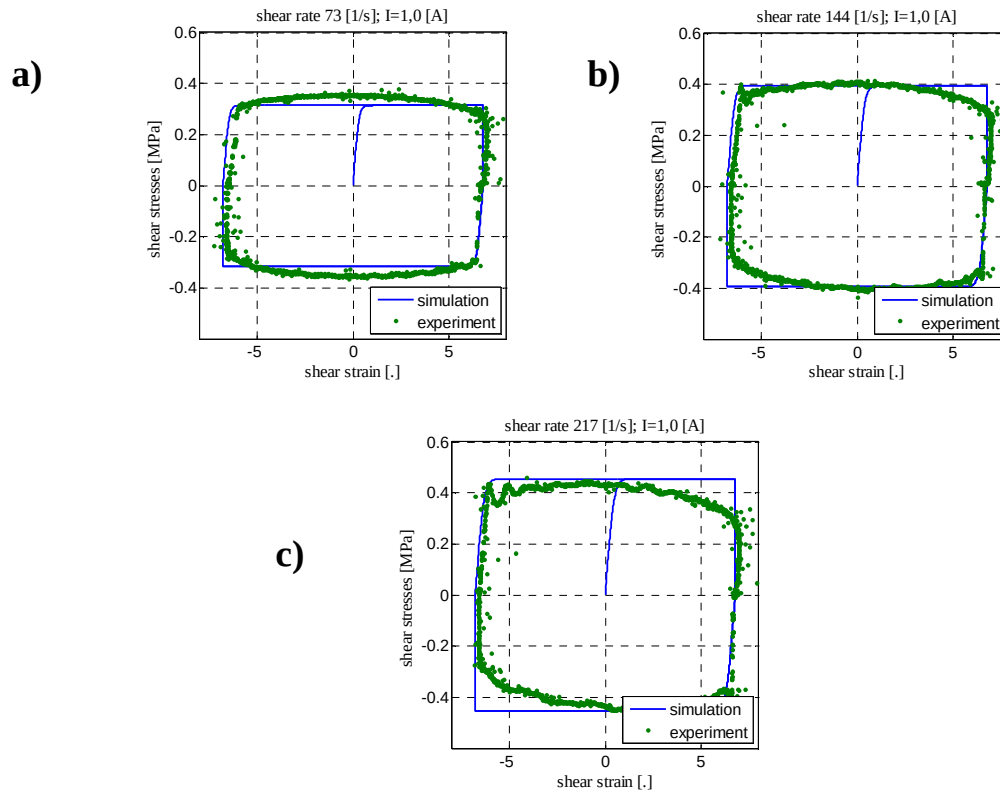


Fig. 7.5. Comparison of results of numerical simulation of the Perzyna law with research results of the T-MR SiMR 132 DG damper, with experiment's parameters: current intensity 1,0 [A]; temperature 25 [°C]; the height of the gap 7×10^{-4} [m]; shear rate: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]

8. Gap's height optimization

8.1. Introduction

Basing on performed analysis of viscoplastic properties of the MRF 132 DG fluid, author presented a modified version of the Bodner-Partom law with two parameters n , R_0 and four variables: the shear rate, the current intensity, the temperature and the height of the gap. The modified mathematical model has been saved by the equations: (6.9) (6.10) (6.11). In the presented dissertation in its notation the modified Bodner-Partom law represents the objective function to be used in the optimization process.

As the object of optimization finding the optimum value of the gap in the head unit through which the magnetorheological fluid flows was chosen. On the basis of analysis performed in chapter 5 and 6, which includes changes in the maximum shear stress of an MR fluid and changes in parameters of the Bodner-Partom model, the author of the paper pointed to 5×10^{-4} [m] as an optimal value of the gap. For this value during the experiments, the value of shear stress was 0.45 [MPa], the current intensity value was only 0.4 [A].

When the gap is $h = 7 \times 10^{-4}$ [m] similar values of a maximum shear stress of around 0.45 [MPa], are achieved with the current intensity equal to 2.0 [A]. In case of gap of 10×10^{-4} [m], for the current intensity value of 2.0 [A], the maximum shear stress is approximately 0.25 [MPa].

For the adopted objective function, a criterion was raised to find such a value of the gap's height at which the shear stress will be maximum, with minimum value of the current flowing in the solenoid in the device under investigation. In reaching the solution which may be used to optimize the task, of the current optimization methods applicable, mathematical programming was chosen, in which non-linear programming with the restrictions was selected, called. graphical method, and heuristic programming, from which genetic algorithms were chosen.

8.2. Optimization calculations

8.2.1. Graphical method

Chosen to the optimization task, graphical method is used mainly as a verifier of the results and a prompter of so called starting points in the numerical methods. This is a huge help with this type of calculation.

A mathematical model of the optimization problem posted, specifies a set of decision variables, objective function and a set of restrictive conditions [JURECZKO, 2009]. For all decision variables there exist restriction for them to be non-negative.

In the graphical method, the following limitations are introduced:

- the value of current intensity is in range of 0 to 2 [A];
- the value of gap's height was placed between 2×10^{-4} to 30×10^{-4} [m];
- the value of shear rate was reduced from 50 to 700 [1/s];
- the temperature value was set at 25 [°C].

Using MATLAB software, objective function was programmed and scheduled constraints were introduced. The results of optimization of the graphical method is presented in Fig. 8.1. The graph (Fig. 8.1) illustrates the results for shear rate of 100 [1/s]. For values of the gap's height increasing from $h=15 \times 10^{-4}$ [m] to $h=30 \times 10^{-4}$ [m], the increase in shear stress is small. The largest increase is noticeable between the value of $h=2 \times 10^{-4}$ [m] and $h=4 \times 10^{-4}$ [m].

With the current intensity at 2 [A], in case where gap's height is 2×10^{-4} [m], the maximum shear stress amounts to 1.3 [MPa] and 30×10^{-4} [m] for the gap of just 0.1 [MPa]. Changing the gap's height from 2×10^{-4} to 3×10^{-4} [m] has brought a change to the maximum value of shear stress of nearly 70%.

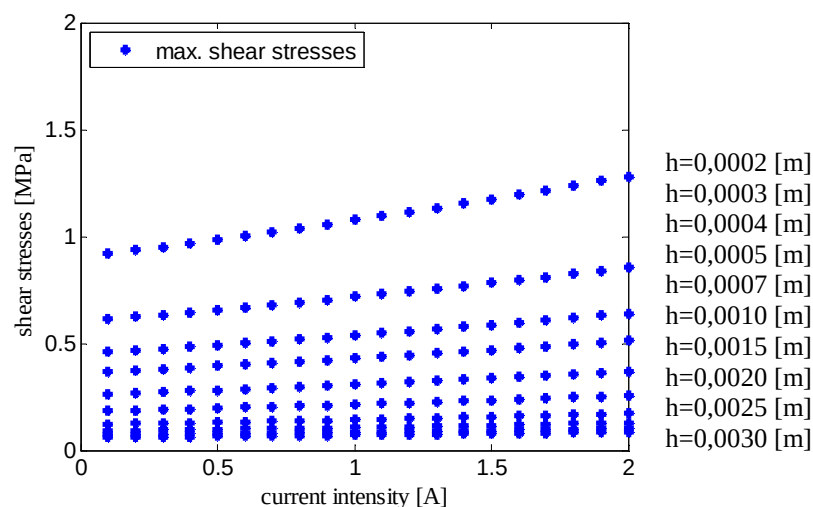


Fig. 8.1. The results of optimization of the graphical method, at the shear rate 100 [1/s]

Fig. 8.2 shows the results of optimization of the shear rate of 200 [1/s], while in Fig. 8.3 at shear rate 300 [1/s], in Fig. 8.4 at shear rate of 400 [1/s], and 500 [1/s] in Fig. 8.5. Analyzing the data presented in Fig. 8.1÷8.5, it can be concluded that the increase in a shear rate causes an increase in the value of shear stress. At shear rate 100 [1/s], the gap's height of 2×10^{-4} [m], the current intensity value of 2 [A], the value of the shear stress is 1.5 [MPa], and at shear rate 500 [1/s] it is 1.7 [MPa]. The largest increases in the maximum shear stress are noticing for gaps varying from 2×10^{-4} [m] to 20×10^{-4} [m].

After analyzing the results of the graphical method, to reduce the amount of calculation in the case of techniques of genetic algorithms, the value of gap was narrowed from 4×10^{-4} to 20×10^{-4} [m].

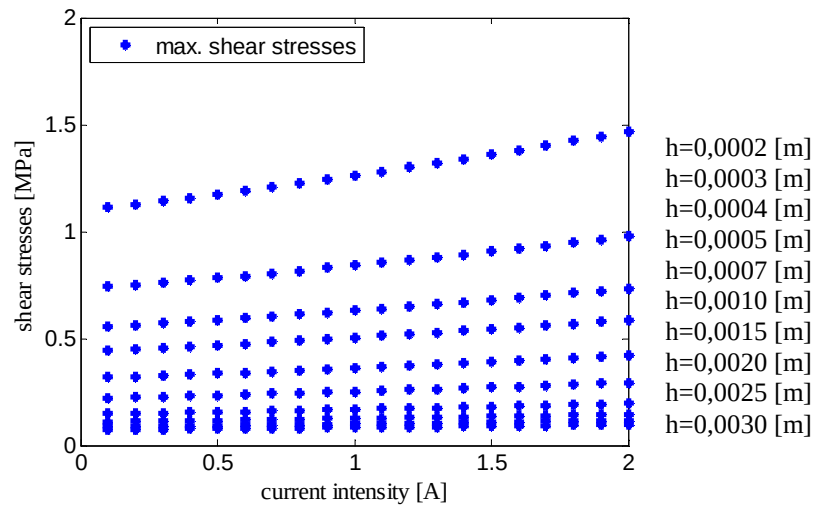


Fig. 8.2. The results of optimization of the graphical method, at the shear rate 200 [1/s]

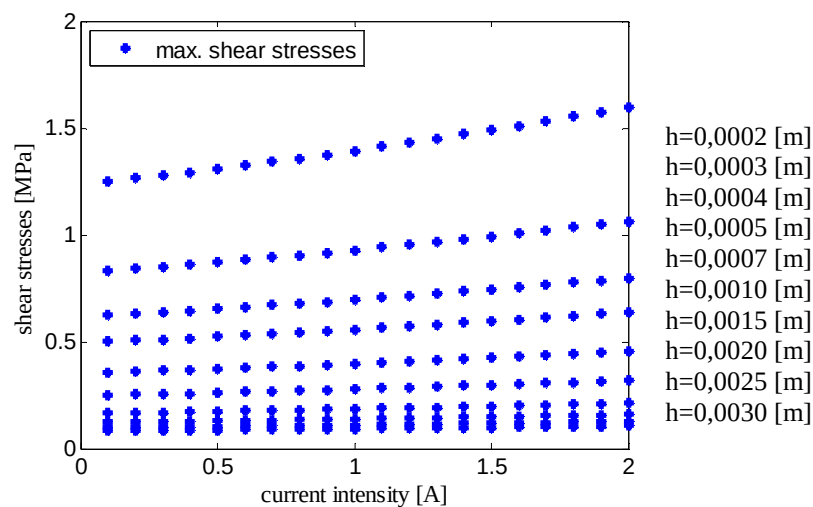


Fig. 8.3. The results of optimization of the graphical method, at the shear rate 300 [1/s]

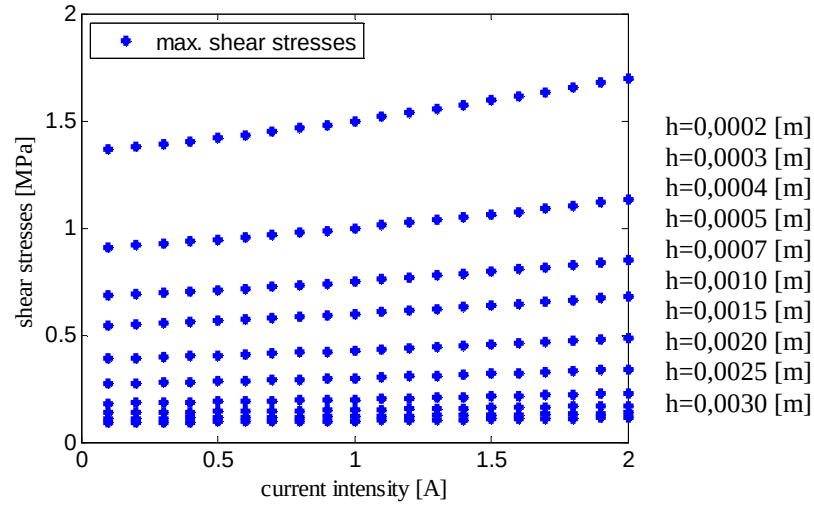


Fig. 8.4. The results of optimization of the graphical method, at the shear rate 400 [1/s]

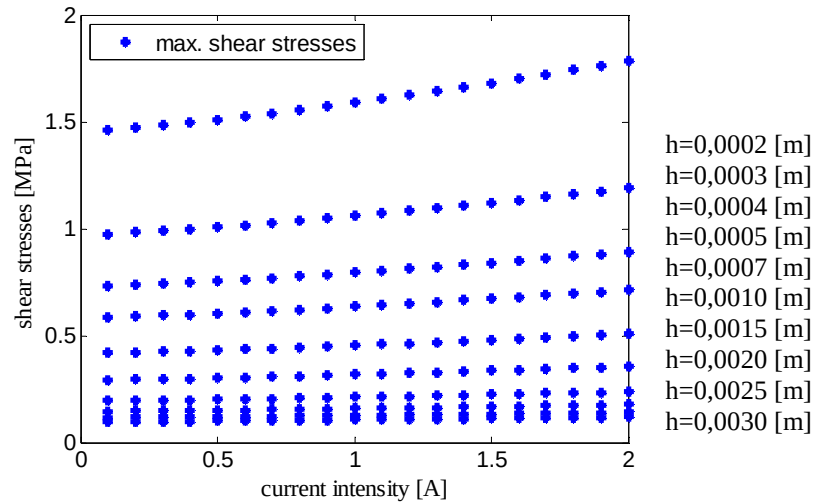


Fig. 8.5. The results of optimization of the graphical method, at the shear rate 500 [1/s]

8.2.2. Genetic algorithms

Genetic algorithms are algorithms based on the imitation of nature, because a natural evolution is peculiar optimization process [JURECZKO, 2009]. Compared with traditional methods, they do not operate on decision variables of an optimization task, but use their encoded form. The optimization process starts not with a single point, but with some of their populations. They are relatively simple to implement and correction of their actions do not need to make some assumptions about space exploration, such as continuity, existence of derivatives, unimodal criterion function. Genetic algorithms can simultaneously operate on continuous and discrete parameters [BEROWSKI, 2008].

In general, genetic algorithms, in contrast to gradient methods, are used to optimize the function or functional integral, not necessarily differentiable and continuous. They let to

search for global, local, contingent nonlinear restrictive conditions. They are used in systems with an artificial intelligence, including expert systems and advisory services, artificial neural networks and economic systems and in management [NOWAK, 2007].

On the pattern of genetic algorithm and its basic operations following steps compose:

- initiation or selection of the initial population,
- evaluation of the adjustment of individuals,
- verification of the condition of detention,
- selection of individuals,
- creation of a derived population,
- result in form of the "best" individual.

Introduction to MATLAB software *Genetic Algorithm and Direct Search Toolbox* expanded capabilities to solve various optimization tasks.

Conditional optimization of a problem using genetic algorithms, with the objective function like in the graphical method was considered. Using the *Toolbox* package, the chart of genetic algorithm made optimization task much easier.

In this case, following restrictions was introduced to the *Toolbox*: current intensity from 0 to 2 [A], the height of the gap from 4×10^{-4} to 20×10^{-4} [m], the temperature from 20 to 60 [°C], and shear rate from 50 to 700 [1/s].

Fig. 8.6 presents the best and average values of accommodation in relation to subsequent generations, for the genetic algorithm, for the first calculations carried out. The points at the top of the chart refer to the best values of adaptation function, while the bottom of the chart refer to average values of an adaptation function in each iteration.

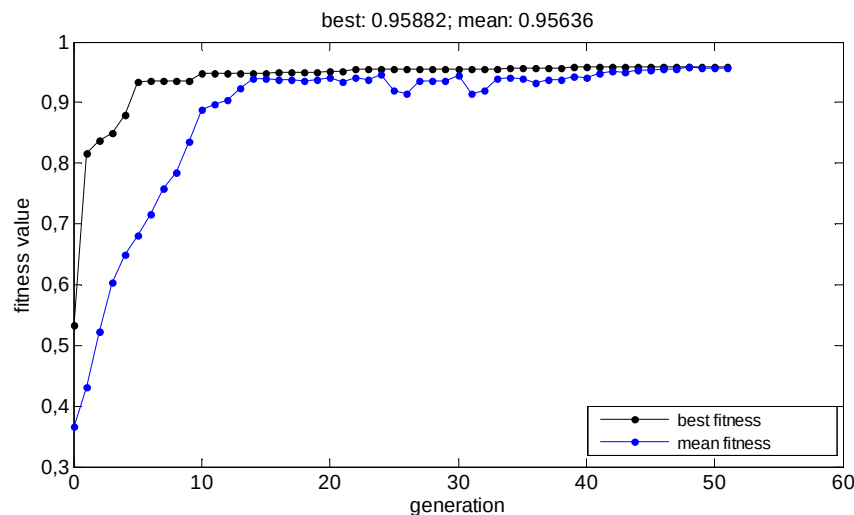


Fig. 8.6. Best and average values of accommodation in relation to subsequent generations

8. Gap's height optimization

Analysing the graph of the function one can see that it has a maximum, amounting in the case of the best adaptation of 0.95882 [MPa], and the average adjustment 0.95636 [MPa].

It was assumed that in the following calculations, it is necessary to optimize, defined functions, with accuracy to two significant digits for each variable.

The results of performed optimization calculations were recorded in Table 8.1. It was noticed that the best results of maximum shear stress ranging close to 1 [MPa], were obtained with current intensity value of 2 [A] at 20 [° C], shear rate 680 [1/s], the value of gap's height at 4.1×10^{-4} [m].

Table 8.1. Summary results of the next ten optimization calculations performed using genetic algorithms

	gap's height [m]	current intensity [A]	temperature [°C]	shear rate [1/s]	max. shear stresses [MPa]
1	4.1×10^{-4}	1,99	20,98	655,64	0,94
2	4.0×10^{-4}	2,00	33,23	656,69	0,93
3	4.0×10^{-4}	1,99	23,95	650,00	0,94
4	4.1×10^{-4}	1,99	20,00	672,38	0,95
5	4.1×10^{-4}	2,00	20,00	681,45	0,95
6	4.1×10^{-4}	1,98	20,40	593,51	0,91
7	4.0×10^{-4}	1,99	20,08	627,24	0,95
8	4.0×10^{-4}	1,99	20,01	658,33	0,95
9	4.2×10^{-4}	1,99	20,30	609,71	0,88
10	4.0×10^{-4}	2,00	36,36	688,79	0,94

Assessing the data contained in Table 8.1, the results clearly indicate the gap of 4.0×10^{-4} [m]. Assumed maximum shear stresses do not exceed 1 [MPa]. This value is obtained at the upper range of the current intensity of 2 [A], at the shear rate of 650 [1/s] and the temperature 20 [°C].

8.3. Summary

After the optimization process which was made of the following steps [JURECZKO, 2009], such as:

- the formulation of a mathematical model of a given problem,
- the settlement of possibility of solution existence,
- investigating properties of the task and choosing the appropriate optimization methods,
- the interpretation of results,

it proposed value of the gap's height is 4×10^{-4} [m]. This value results from the optimization calculations performed with the graphical method and genetic algorithms.

The performed analysis of viscoplastic properties of the MR fluid in operational conditions of the damper's work, indicated a value of 5×10^{-4} [m]. Please note that the studies were made only for three values of the gap's height and the value of the research was identified as the best.

To deepen and verify the results obtained by experimenting, one should in the future perform additional tests that will confirm the value obtained from the numerical experiment.

Results from the graphical optimization, which presents the results for the values of 2×10^{-4} and 3×10^{-4} gap [m], clearly indicate the increasing maximum shear stress with increasing of a current intensity. Please note that in the tested prototype gas spring is not mounted so excessive shear stress might cause more wear on the machine or its damage. Too small values of the gap's height, would impact negatively on the possibility of construction of the apparatus.

The author after carrying out the calculations, pointed the value of $h = 4 \times 10^{-4}$ [m] as the optimum height of the gap.

9. Work conclusion

The main aim of this paper is the mathematical description and analysis of viscoplastic properties of a magnetorheological fluid in operational conditions of the damper's work and determining an optimal, due to the indicated values of the parameters, height of the gap to transport the MR fluid. The study of a literature helped to plan the research and to select constitutive equations for describing the behaviour of the device with a magnetorheological fluid.

On the basis of performed investigations, some parameters were designated, including the conventional yield point and the maximum shear stresses of analyzed MR fluid, taking into account the variable of a shear rate, intensity of a current flowing in a solenoid, temperature of a fluid and the gap's height. Then parameters identification of viscoplastic models: the Bodner-Partom model and the Perzyna model was performed.

Reviewing and balancing the work, the following conclusions raised:

The conducted experiments concerned MRF 132 DG fluid, used in the LORD RD 1005-3 shock absorber and in the T-MR SiMR 132 DG damper prototype, whose design has been simplified by eliminating the gas spring. Lack of this element in the construction equipment and very small friction, caused by functioning without liquid, constitute about 1-2% of the total resistance force of the piston rod in the device under test. This allowed for results of liquid flowing through the gap in the head of the working unit, without including those working devices.

During the experimental trials it was observed that at 50 [°C], trace amounts of the MR fluid appeared on the outside of the housing. It did not affect the quality of results. Seal should be improved in the future.

Residual magnetism is one of the problems encountered during operation of the device with a magnetorheological fluid. Its presence disrupts the work of an MR mechanism. In the case of investigated prototype with a magnetorheological fluid, the housing was made of brass. This allowed, to minimize the occurrence of a residual magnetism to zero.

The method of identifying parameters of the Bodner-Partom model and the Perzyna model was conducted basing on the viscoplastic analysis of tested MR fluid. The values of fluid shear rate and the corresponding values of conventional yield point were estimated.

Obtained solutions of identifying models for damper with the MR fluid were characterized by high accuracy, what was confirmed by the statement of the results of numerical simulations and experimental data. The identification based on the outline presented, among others in [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007], refers to the physical phenomena and is not based on the so-called: *black boxes*. It is undoubtedly a major advantage of this type of identification, comparing with heuristic methods such as simulated annealing, genetic algorithms or particle swarm optimization.

Selected for a numerical simulation, the MATLAB software environment, proved to be a very effective tool for solving differential equations, proposed in the work of viscoplastic models. Its versatility made it possible to import the data derived from other programs, it also allowed for numerical solutions and presenting results in a graphical form.

Comparison of computer simulations of the results of viscoplastic models with the results of experimental studies have shown that both models describe the behaviour of an MR damper well.

In the process of parameters identification, it was noticed that the parameters of the Bodner-Partom model are much more stable, compared with the parameters of Perzyna model.

The study aimed to explore the possibilities of viscoplastic laws application, usually used to describe a metal behaviour in the description of devices with a magnetorheological fluid. Deeper recognition of concerns raised in the work requires further experimental studies. When performing research, special attention should be paid, for gaps with low altitudes, when the resistance forces will be relatively large, to prevent the device under test from destruction.

Modified mathematical model of Bodner-Partom incorporating in its structure, not only the shear rate, but also the current intensity, the temperature and the height of the gap, presents in its description the behaviour of the damper with a magnetorheological fluid.

In future, one should think about the head, which would allow dynamic change of the gap's height during continuous operation of an MR device. Then the steering of damper's resistance force would be performed not only with the intensity of an electric current flowing in the winding coil, the rod's working speed, but also by a controlled adjustment of the gap's height through which an MR fluid flows.

Presented work stand is well suited for testing of shock absorbers and MR dampers. By using the introduced prototype of an MR damper, it was possible to carry out tests in the MR fluid's operational conditions. This is undoubtedly a big advantage when uncontrollable effects accompanying the working device appear, compared with studies of MR fluids in the rheometers.

The tested value of the Kirchoff's modulus, based on the analysis of the fluid, showed that its value is constant and independent on applied shear rate, temperature, current intensity, or height of the gap, in given range of a shear rate.

It was also found that the value of the conventional yield point, decreased with increasing of temperature and decreasing value of the gap's height. When the value of a current intensity increased or when the value of the shear rate increased, the value of the conventional yield point also raised.

The studies carried out for optimization of the gap, as the objective function, using the modified by the author, Bodner-Partom model showed that the optimum value of the gap is 4×10^{-4} [m]. This height allows for the greatest values of a shear stress, with minimum value of a current intensity. Smaller values of the gap could cause more wear of the machine or damage.

The presented thesis was realized basing on so called *co-tutelle* contract between Warsaw University of Technology and University of Orleans. In France, the author analyzed i.e. the subject area of viscoplastic laws applicable to metals, dealt with their adaptation and modelling in description of the behaviour of magnetorheological fluids. In Poland, he led among others, experimental studies and attempted to apply these viscoplastic laws.

The author of the thesis is convinced that achieving the objective of the work and the material presented in the dissertation, together with theoretical and experimental issues formulated and solved, can be the basis for the explicit statement that the thesis of this work has been fully proven. Collected materials, the results of the research presented in this study, and the analysis of the viscoplastic properties of a magnetorheological fluid in operational conditions of the damper's work, will be useful for engineers designing devices with a magnetorheological fluid, as well as researchers and scientists, and all people interested in magnetorheological fluids.

References

- [1] ABU-EIN S. Q., FAYYAD S. M., MOMANI W., AL-ALWIN A., MOMANI M. (2010): *Experimental investigation of using MR – Fluids in automobiles suspension systems*, Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology, 2(2), 159-163.
- [2] AMAR G., DUFAILY J. (1993): *Identification and Validation of Viscoplastic and Damage Constitutive Equations*. Europ. Jour. of Mech., A/Solids, 12, 2, 197-218.
- [3] ARENDALSKI J. (2003): *Niepewność pomiarów*, Skrypt, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa.
- [4] AVRAAM M. T. (2009): *MR-fluid brake design and its application to a portable muscular rehabilitation device*, PhD thesis, Active Structures Laboratory Department of Mechanical Engineering and Robotics, Universite Libre de Bruxelles.
- [5] AWREJCIEWICZ J., DZYUBAK L., LAMARQUE C.-H. (2008): *Modelling of hysteresis using Masing-Bouc-Wen's framework and search of conditions for the chaotic responses*, Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation, 13, 939-958.
- [6] BAJKOWSKI J. (2005): *Stanowiska badawczo-dydaktyczne do wyznaczania wybranych charakterystyk tłumika lub amortyzatora magnetoreologicznego*, XXII Sympozjon PKM, Gdynia – Jurata, 47-56.
- [7] BAJKOWSKI J. (2004): *Modeling, mathematical description, simulation and experimental research of magnetorheological damper with influence of temperature*, Machine Dynamic Problems, vol. 28, no.3, 9-15.
- [8] BAJKOWSKI J., BAJKOWSKI M., ZALEWSKI R. (2007): *L'influence de la temperature sur le travail d'un amortisseur magnetoreologique*, XV French-Polish Seminar of Mechanics, France.
- [9] BAJKOWSKI J., GRZESIKIEWICZ W., HOLNICKI J., PARAFINIAK M., WOŁEJSZA Z. (2005): *Analysis of the influence of magnetorheological damper on the airplane chassis during landing*, ECCOMAS, Lizbona.
- [10] BAJKOWSKI M. (2006): *Analiza wpływu wybranych charakterystyk tłumika magnetoreologicznego na zmianę właściwości dynamicznych modelu obiektu specjalnego*, rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska, SiMR, Warszawa.
- [11] BASHTOVOI V. G., KABACHNIKOV D. N., BOSSIS G. (2002): *Damping of an elastic Beam using an MR suspension in the squeeze mode*, Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 13, Sage Publications.
- [12] BEROWSKI P. (2008): *Podstawy optymalizacji statycznej*, Wydawnictwo Książkowe Instytutu Elektrotechniki, Warszawa.
- [13] BINGHAM E. C. (1922): *Fluidity and Plasticity*, McGraw-Hill, New York.
- [14] BITARAF M., BARROSO L. (2009): *Structural performance improvement using MR dampers with adaptive control method*, American Control Conference, St Louis, MP, USA, June 10-12, 598-603.
- [15] BOADA M. J. L., CALVO J. A., BOADA B. L., DIAZ V. (2008): *Modeling of a magnetorheological damper by recursive lazy learning*, International Journal of Non-Linear Mechanics, Article in Press.
- [16] BODNER S. R. (1987): Review of a unified elastic-viscoplastic theory, in Unified constitutive equations for creep and plasticity, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 273-301.
- [17] BODNER S. R., PARTOM Y. (1972): Dynamic inelastic properties of materials, Part II. Representation of time-dependent characteristics of metals, Proc. 8th Cong. of the ICAS, Amsterdam, 72-28.
- [18] BODNER S. R., PARTOM Y. (1975): *Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials*, ASME, J. Appl. Mech., 42, 385-389.
- [19] BODNER S. R., PARTOM I., PARTOM Y. (1979): *Uniaxial Cyclic Loading of Elastic-Viscoplastic Materials*, Journal of Applied Mechanics, vol. 46.
- [20] BOMBARD A. J. F., JOEKES I. (1999): *Temperature effect on the magnetorheological properties of MRF – 132 LD suspension*, Proceeding of the 7th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions, Honolulu, Hawaii.
- [21] BOSSIS G., LACIS S., MEUNIER A., VOLKOVA O. (2002): *Magnetorheological fluids*, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 252, 224-228.
- [22] BOSTAN M., PATRICK H. (2006): *Starting flow analysis for Bingham fluids*, Nonlinear Analysis, 64, 1119-1139.
- [23] BOUC R. (1971): *Modele mathematique d'hysteresis*, Acustica, 24, 16-25.
- [24] BUTZ T., VON STRYK O. (2002): *Modelling and simulation of electro- and magnetorheological fluid dampers*, ZAMM, vol. 82 no.1, 3-20.
- [25] BURTON S. A. (1996): *Design and analysis of an electrorheological damper for seismic protection of structures*, MS Thesis, University of Notre Dame.

- [26] CAN W., WEIRUI W., HAORAN S., WEIQIAN Z. (2010): *Research on the stability of vehicle suspension excited by the road surface profile*, Second International Conference Computer Modeling and Simulation, 164-168.
- [27] CARLSON J. D. (1999): *Low-cost MR fluid sponge devices*, Proceeding of the 7th International Conference on ER Fluids and MR Suspensions, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Honolulu Hawaii.
- [28] CARLSON J. D. (2001): *What makes a good MR fluid?*, Proceedings of the Eight International Conference, Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions.
- [29] CARLSON J. D., WEISS K. D. (1994): *A growing attraction to magnetic fluids*, Machine Design, Aug. 8, 61-66.
- [30] CARLSON J. D., JOLLY M. R. (2000): *MR fluid, foam and elastomer devices*, Mechatronics, 10:555-569.
- [31] CARLSON J. D., MATTHIS W., TOSCANO J. R. (2001): *Smart prosthetics based on magnetorheological fluids*, Proceedings of SPIE, vol. 4332, 308-316.
- [32] CARREAU P. J., DE KEE D. C. R., CHHABRA R. P. (1997): *Rheology of Polymeric Systems. Principles and Applications*, Hanser Publishers Gardens Publications Inc., Cincinnati, USA.
- [33] CHABOCHE J. L. (1977): *Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behaviour of metals*, 17th Polish Conference on Mechanics of Solids, Szczyrk, Bul. de l'Acad. Polonaise des Sciences, Serie Sc. et Techn., 25, 33-42.
- [34] CHABOCHE J. L. (1989): *Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity*, Int. J. Plasticity, 5, 247-302.
- [35] CHAN K. S., LINDHOLM U. S., BODNER S. R., HILL T. J., WEBER R. W., MEYER T. G. (1986): *Constitutive modelling for isotropic materials (HOST)*, Third Annual Status Report, NASA Report CR-174980.
- [36] CHAN S. C., BODNER S. R., LINDHOLM U. S. (1988): *Phenomenological Modeling of Hardening and Thermal Recover in Metals*, Trans. ASME, J. Engng Mater. & Tech., 11, 1-8.
- [37] CHANG C. C., ROSHKE P. (1998): *Neural network modeling of a magnetorheological damper*, J Intell Mater Syst Struct, 9, 755-764.
- [38] CHOI S. B., LEE B. K., PARK Y. P. (2001): *A hysteresis model for the field-dependent damping force of a magnetorheological damper*, J. of Sound and vibration, 245(2), 375-383.
- [39] CLARK D. S., DUWEZ P. E. (1950): *The influence of strain rate on same tensile properties of steel*, Proc. Amer. Soc. Testing Materials, 50, 560-575.
- [40] CLARACQ J., SARRAZIN J., MONTFORT J. P. (2004): *Viscoelastic properties of magnetorheological fluids*, Rheologica Acta, vol. 46, 38-49.
- [41] DAS M., JAIN V. K., GHOSHDASTIDAR P. S. (2008): *Fluid flow analysis of magnetorheological abrasive flow finishing (MRAFF) process*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 48, 415-426.
- [42] DEMERSSEMAN R. (2009): *Caracterisation et Modelisation causale d'un Frein a Liquide Magnetorheologique en Vue de sa Commande*, PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Metiers Paristech, Lille.
- [43] DESHMUKH S. S., MCKINLEY G. H. (2004): *Rheological behavior of magnetorheological suspensions under shear, creep and large amplitude oscillatory shear (LAOS) flow*, Proceedings XIVth International Congress on Rheology, The Korean Society of Rheology.
- [44] DOMINGUEZ A., SEDEGHATI R., STIHARU I. (2004): *Modeling the hysteresis phenomenon of magnetorheological dampers*, Smart Materials and Structures, vol. 13, 1351-1361.
- [45] DOMINIGUEZ A., SEDAGHATI R., STIHARU I. (2006): *A new dynamic hysteresis model for the magnetorheological dampers*, Smart Mater Struct, 15(5), 1179-1189.
- [46] DOMINGUEZ A., SEDEGHATI R., STIHARU I. (2008): *Modeling and application of MR dampers in semi-adaptive structures*, Computers and Structures, 86, 407-415.
- [47] DUDZIAK B. (2009): *Modelowanie i analiza wybranych procesów dyssypacyjnych w pracy tłumika z cieczą magnetoreologiczną*, Rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska.
- [48] DYKE S. J., SPENCER B. F., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1996): *Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction*, Smart Materials and Structures, 5(5), 565-575.
- [49] DYKE S. J., SPENCER B. F., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1998): *An experimental study of MR dampers for seismic protection*, Smart Materials and Structures, 7, 693-703.
- [50] EDGEWORTH R., DALTON B. J., PARNELL T. (1984): *The pitch drop experiment*, European Journal of Physics, 198-200.
- [51] EHRGOTT R., MASRI S.F. (1992): *Modeling the oscillatory dynamic behaviour of electrorheological materials: moderate frequencies*, J. Rheol, 35(3), 399-425.

- [52] ERLICHER S., BURSI O. S., ASCE A. M. (2008): *Bouc-Wen- type models with stiffness degradation: thermodynamic analysis and applications*, Journal of Engineering Mechanics, 134, 843-855.
- [53] ERICKSEN E., GORDANINEJAD F. (2003): *A magnetorheological fluid shock absorber for an Off-road motorcycle*, International J. Vehicle Design, 33, 138-152.
- [54] FREED A. D., VIRRILLI M. J. (1988): *A viscoplastic theory applied to copper*, Proc. MECAMAT, Besancon, I/27-I/39.
- [55] FREED A. D., WALKER K. P. (1989): *Refinements in viscoplastic model in Visco-Plastic Behaviour of New Materials*, The Winter Annual Meeting of the ASME, ed. D. Hui, T. J. Kozik, San Francisco, California, December, 10-15.
- [56] FLORES G. A., LIU J. (2002): *In-Vitro blockage of a simulated vascular system using magnetorheological fluids as a cancer therapy*, European Cells and Materials, 3, 9-11.
- [57] FUJITANI H., SODA S., IWATA N., SODEYAMA H., HATA K., SUNAKODA K., KOMATSU Y. (2001): *Dynamic performance evaluation of magnetorheological damper by experimental and analytical methods*, U.S.- Japan Joint Workshop and Third Grantees Meeting, U.S.-Japan Cooperative Research on Urban Earthquake Disaster Mitigation, Washington, 172-183.
- [58] GAMATO D. R., FILISCO F. E. (1991): *Dynamic mechanical studies of electrorheological materials: moderate frequencies*, J. Rheol, 35, 399-425.
- [59] GAO G. S., YANG S. P. (2006): *Semi-active control performance of railway vehicle suspension featuring magnetorheological dampers*, ICIEA.
- [60] GAVIN H. P., HANSON R. D., FILISCO F. E. (1996): *Electrorheological dampers. Part 2: Testing and modeling*, J. Appl Mech ASME, 63, 676-682.
- [61] GENC S. (2002): *Synthesis and properties of magnetorheological (MR) fluids*, PhD dissertation, University of Pittsburgh.
- [62] GINDER J. M., DAVIS L. C. (1994): *Shear stresses in magnetorheological fluids: Role of Magnetic Saturation*, Applied Physics Letter, 65(26), 3410-3412.
- [63] GIUCLEA M., SIRETEANU T., MITU A. M. (2009): *Use of genetic algorithms for fitting the Bouc-Wen model to experimental hysteretic curves*, Rev. Roum. Sci. Techn. – Mec. Appl., Tome 54, no.1, 3-10.
- [64] GRIFFIN M. J., WU X. (1998): *The influence of end-stop buffer characteristics on the severity of suspension seat-stop impacts*, Journal of sound and vibration, 215(4), 989-996.
- [65] GRZESIKIEWCZ W., KNAP L., LASSOTA W., MARZEC Z. (1999): *Identyfikacja modelu magnetoreologicznego tłumika drgań*, IV Szkoła „Metody Aktywne Redukcji Drgań i Hałasu”, Kraków-Krynica, 83-87.
- [66] GRZESIKIEWICZ W., BAJKOWSKI J., WAKULICZ A. (2001a): *Description d'un non-lisse variationnel probleme en rheology*, Mat. VII Franco-Polonais Seminaire Scientifique en Mecanique, Lille.
- [67] GRZESIKIEWICZ W., BAJKOWSKI J., HAĆ J. (2001b): *Coefficients de frottement sec dans le mouvement de translation et de rotation*, Mat. VII Franco-Polonais Seminaire Scientifique en Mecanique, Lille.
- [68] GUERRERO-SANCHEZ C., ORTIZ-ALVARADO A., SCHUBERT U. S. (2009): *Temperature effect on the magneto-rheological behavior of magnetite particles dispersed in an ionic liquid*, Journal of Physics : Conference Series, 149, 1-4.
- [69] GUPTA N., MACHIDA A., MUTSUYOSHI H., TANZO W. (1996): *A fractional derivative hysteretic model for viscoelastic damper*, Journal of Structural Engineering, vol. 42A, 697-706.
- [70] GOMIS O., BELLMUNT (2007): *Design, modeling, identification and control of mechatronic systems*, Doctoral Thesis, Universitat Politecnica de Catalunya, Barcelona.
- [71] GONCALVES F. D. (2005): *Characterizing the behavior of magnetorheological fluids at high velocities and high shear rates*, PhD thesis, Virginia Polytechnic, Blacksburg.
- [72] GORDANINEJAD F., SAHDI M., HANSEN B. C., CHANG F. K. (2002): *Magnetorheological fluid dampers for control of bridges*, J. of Int. Material Systems and Structures, vol. 13, Sage Publications.
- [73] HAAKE G. S. (1998): *Reologia. Podstawy i zastosowania*. Ośr. Wydawnictw Naukowych PAN, Poznań.
- [74] HAN Y-M, CHOI S-B, WERELEY N. M. (2007): *Behavior of magnetorheological fluid and identification Rusing Preisach model*, J. Int. Mater. Syst. Struci., 18, 973-981.
- [75] HIEMENZ G., WERELEY N. (1999): *Seismic response of civil structures utilizing semi-active MR and ER bracing systems*, Journal of intelligent material systems and structures, 646-651.
- [76] HONG S. R., WERELEY N. M., CHOI Y. T., CHOI S. B. (2007): *Analytical and experimental validation of a nondimensional Bingham model for mixed-mode magnetorheological dampers*, Journal of Sound and Vibration.

- [77] HU W., WERELEY N. M. (2008): *Hybrid magnetorheological fluid-elastomeric lag dampers for helicopter stability augmentation*, Smart Mater. Struct., 17, 1-15.
- [78] HUANG S., KHAN A. S. (1992): *Modeling the Mechanical Behavior of 1100-0 Aluminum at Different Strain Rates by the Bodner-Partom Model*. Int. J. of Plasticity, Vol. 8, 501-512.
- [79] JABBARI F., BOBROW J. E. (2002): *Vibration suppression with reset able device*, Journal of Engineering, September, 918-924.
- [80] JANICZEK R. (2008): *Metody oceny niepewności pomiarów*, Wydawnictwo Pracowni Komputerowej Jacka Skalmierskiego, Gliwice.
- [81] JEON D., PARK C., PARK K. (1999): *Vibration suppression by controlling an MR damper*, International Journal of Modern Physics B., vol. 13, 2221-2228.
- [82] JIMENEZ R., ALVAREZ-ICAZA L. (2004): *LuGre friction model for a magnetorheological damper*, Struct. Cont. Health Monit., 20, 91-116.
- [83] JOLLY M. R., CARLSON J. D., MUNOZ B. C. (1996): *A model of the behavior of magnetorheological materials*, Smart Mater. Struct., 5, 607-614.
- [84] JOLLY M. R., BENDER J. W., CARLSON J. D. (1999): *Properties and applications of commercial magnetorheological fluids*, Journal of Intelligent Material systems and Structures, vol. 10, no. 1, 5-13.
- [85] JORGE A. CORTES R., LEOPOLDO S. VILLARREAL-GONZALES, MARTINEZ M. (2005): *Characterization, modeling and simulation of magnetorheological damper behavior under triangular excitation*, Advances in Technology of Materials and Materials Processing, 7(2), 135-140.
- [86] JURECZKO M. (2009): *Metody optymalizacji-przykłady zadań z rozwiązaniami i komentarzami*, Wydawnictwo Pracowni Komputerowej Jacka Skalmierskiego, Gliwice.
- [87] KALETA J. Z., GASPEROWICZ A. Z., ZAJĄC P. (2006): *Badanie właściwości cyklicznych izotopowych kompozytów magnetoreologicznych*, Materiały XXI Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pękania, Bydgoszcz, Wydaw. Uczelniane ATR, 131-138.
- [88] KALETA J. Z., LEWANDOWSKI D. (2007): *Inelastic properties of magnetorheological composites: I. Fabrication, experimental tests, cyclic shear properties*, Smart Materials Structures, vol. 16, 1948-1953.
- [89] KALETA J. Z., LEWANDOWSKI D., ZIĘTEK G. (2007): *Inelastic properties of magnetorheological composites: II Model identification of parameters*, Smart Materials and Structures, vol. 16, 1954-1960.
- [90] KAMATH G. M., WERELEY N. M. (1997): *A nonlinear viscoelastic-plastic model for electrorheological fluids*, Smart Mater Struct, 6, 351-359.
- [91] KEMBŁOWSKI W. (1973): *Inżynieria chemiczna. Reometria płynów nienewtonowskich* WNT, Warszawa.
- [92] KHUSID B., ACROS A., KHODORKOVSKY, BELTRAN M. (1997): *Electrorheological squeeze-flow shock absorber*, Proceedings of the 6th international conference on electrorheological fluids magnetorheological suspensions and their applications, Yonezawa, Japan, 705-712.
- [93] KIKUCHI T., IKEDA K., OTSUKI K., KAKEHASHI, FURUSHO J. (2009): *Compact MR fluid clutch device for human-friendly actuator*, Journal of Physics, 149, 1-4.
- [94] KIKUCHI T., OTSUKI K., FURUSHO J., ABE H. (2010): *Design and development of compact magnetorheological fluid clutch (CMRFC) with Multi-layered disks and micro-sized gaps*, Journal of the Society of Rheology, 38, 17-22.
- [95] KLINGENBERG D. J. (2001): *Magnetorheology: Applications and Challenges*, AIChE Journal, vol. 47, no.2, February, 246-249.
- [96] KŁOSOWSKI P., WOŹNICA K. (2007): *Nieliniowe lepkoplastyczne prawa konstytutywne w wybranych zastosowaniach analizy konstrukcji*, Gdańsk.
- [97] KRIEG R. D., SWEARENGEN J. C., JONES W. B. (1987): *A Physically based internal variable model for rate dependent plasticity*, in *Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity*, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 245-271.
- [98] KREMPL E., MCMAHON J. J., YAO D. (1984): *Viscoplasticity based on overstress with a differential growth law for the equilibrium stress*, Mech. Mater., 5, 35-48.
- [99] KROMULSKI J., KAŹMIERCZAK H. (2006): *Tłumienie drgań z wykorzystaniem układów z cieczą magnetoreologiczną*, Journal of Research and Applications in Agricultural Engineering, 51(3), 47-49.
- [100] KOŁEK K., ROSÓŁ M. (2007): *Zastosowanie tłumika magnetoreologicznego w tłumieniu drgań*, Pomiary Automatyka Robotyka, 5, 5-8.
- [101] KWOK N. M., HA Q. P., NGUYEN M. T., LI J., SAMALI B. (2006): *A novel hysteretic model for magnetorheological fluid dampers and parameter identification using particle swarm optimization*, Sensors and Actuators, A 132, 441-451.
- [102] KWOK N. M., HA Q. P., NGUYEN M. T., LI J., SAMALI B. (2007): *Bouc-Wen model parameter identification for a MR fluid damper using computationally efficient GA*, ISA Transactions, 46, 167-179.

- [103] LEE U., KIM D., JEON D. (1999): *Design analysis and experimental evaluation of an ER and MR clutch*, Journal of intelligent materials and structures.
- [104] LEE H. G., SUNG K. G., CHOI S. B. (2009): *Ride comfort characteristics with different tire pressure of passenger vehicle featuring MR damper*, Journal of Physics, 149, 1-4.
- [105] LEWANDOWSKI D. (2005): *Właściwości tłumiące kompozytów magnetoreologicznych. Badania, modele, identyfikacja*, Rozprawa doktorska, Wrocław.
- [106] LEWANDOWSKI R., CHORAŻYCZEWSKI B. (2008): *Identyfikacja parametrów lepkościowego tłumika drgań*, DYNKON 2008, XIII Sympozjum Dynamiki Konstrukcji, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej 258, Mechanika 74, Rzeszów-Bystre, 25-27 września, 203-214.
- [107] LI W. H., YAO G. Z., CHEN G., YEO S. H., YAP F. F. (2000): *Testing and steady state modeling of a linear MR damper under sinusoidal loading*, Smart Materials and Structures, vol. 9, no. 1, 95-102.
- [108] LI W. H., CHEN G., YEO S. H., DU H. (2002a): *Experimental investigation of creep and recovery behaviors of MRF*, Materials Science and Engineering, A333, 368-376.
- [109] LI W. H., DU H., GUO N. Q. (2002b): *Design and testing of an MR steering damper for motorcycles*, Int. J Adv Manuf Technol, 22, 288-294.
- [110] LIN P., ROSCHKE P., LOH C.H. (2005): *System identification and real application of a smart magneto-rheological damper*, International Symposium on Intelligent Control, Limassol, Cyprus, June 27-29, 989-994.
- [111] LIU D. Y., XU S. L., ZHANG S. C. (2003): *Numerical analysis on intermittent flow in a longitudinal section of Bingham fluid along a slope*, Chinese Sci Bull, 48(17), 1870-6.
- [112] LIU P., LIU H., TENG J., CAO T. (2006): *Parameters identification for smart dampers based on simulated annealing and genetic algorithm*, International Conference on Mechatronics and Automation, June 25-28, Luoyang, China, 2199-2204.
- [113] LIU H., TENG J. (2006): *Vibration control of seismic response for high-tech bulding facilities*, 4th International Conference on Earthquake Engineering, Taipei, Taiwan, October 12-13, paper no. 192.
- [114] LORD CORPORATION (2003): *Materials Division. MR Damper RD-1005-3*, Product Bulletin.
- [115] MAKOWSKI M., KNAP L., POKORSKI J. (2006): *Badania i modelowanie drgań układu wyposażonego w sterowany tłumik magnetoreologiczny*, Modelowanie inżynierskie, Gliwice, vol. 32, 361-368.
- [116] MATHEWS J. H., FINK K. D. (1999): *Numerical methods using MATLAB*, Third Edition, Prentice Hall, 433-443.
- [117] MARQUARDT D. W. (1963): *An algorithm for least square estimation of parameters*, Indust. Math. 11, 431-441.
- [118] MAZLAN S. A., EKREEM N. B., OLABI A. G. (2007): *The performance of magnetorheological fluid in squeeze mode*, Smart materials and structures, vol. 16, 1678-1682.
- [119] MIKUŁOWSKI G., HOLNICKI-SZULC J. (2003): *Adaptive aircraft shock absorbers*, AMAS Workshop on Smart Materials and Structures SMART'03, Jadwisin, 2-5 September, 63-72.
- [120] MILECKI A. (2001): *Investigation and control of magnetorheological fluid dampers*, International journal of machine tools & manufacture, 41, 379-391.
- [121] MILECKI A. (2004): *Modeling of magneto-rheological schock absorbers*, Archiwum technologii maszyn i automatyzacji, vol. 24 nr 1, Poznań.
- [122] MILECKI A., ŁAWNICZAK A. (1999): *Ciecze elektro- i magnetoreologiczne oraz ich zastosowania w technice*, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- [123] MILECKI A., SĘDZIAK D., HAUKE M. (2003): *Zastosowanie cieczy magnetoreologicznych w pochłaniaczach energii*, IV Wrocławskie Sympozjum Automatyzacja Produkcji, Nauka-Wiedza-Innowacje, 41 (T.2), Oficyna Politechniki Wrocławskiej, 268-274.
- [124] MILLER A. (1987): *The MATMOD Equations*, in *Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity*, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 139-221.
- [125] MITSOULIS E., ABDALI S. S., MARKATOS N. C. (1993): *Flow simulation of Herschel-Bulkley fluids through extrusion dies*, Can. J. Chem. Eng., 71, 147-160.
- [126] MUC A., BARSKI M. (2007): *Ciecze magnetoreologiczne i ich zastosowania praktyczne, czasopismo techniczne*, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej.
- [127] MUHAMMAD A., YAO X., DENG Z. (2006): *Review of magnetorheological (MR) fluids and its applications in vibration control*, Journal of Marine Science and Application, vol. 5, no. 3, September, 17-29.
- [128] NEJBAUM D., SNELA A., KOMOSA M. (2003): *Metody komputerowe*, Poznań, 1-9.
- [129] NOWAK A. (2007): *Optymalizacja. Teoria i zadania*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice.
- [130] NYAWAKO D., REYNOLDS P. (2007): *Technologies for mitigation of human – induced vibrations in civil engineering structures*, The shock and vibration digest, vol. 39 no. 6.

- [131] OLABI A. G., GRUNWALD A. (2007): Design and application of magneto-rheological fluid, *Materials and Design*, 28, 2658-2664.
- [132] OTTO S. R., DENIER J. P. (2005): *An introduction to programming and numerical methods in MATLAB*, Springer-Verlag, London, 247-258.
- [133] PABJANEK A. (1971): *Analysis of viscoplastic cylindrical shells*, IPPT Raporty Polskiej Akademii Nauk, 43.
- [134] PARK CH., JEON D. (2002): *Semiactive vibration control of a smart seat with an MR fluid damper considering its time delay*, *Journal of intelligent material systems and structures*, vol. 13, Sage publications.
- [135] PARK E. J., FALCAO L., SULEMAN A. (2008): *Multidisciplinary design optimization of an automotive magnetorheological brake design*, *Computers and Structures*, 86, 207-216.
- [136] PERZYNA P. (1963): *The study of the dynamic behavior of rate sensitive plastic materials*, *Arch. Mech. Stosowanej*, 1, 15, 113-129.
- [137] PERZYNA P. (1963a): *The constitutive equations for rate sensitive plastic materials*. *Quart. Appl. Mech.* 20: 321-332.
- [138] PERZYNA P. (1966a): *Fundamental problems in viscoplasticity*, *Advances in Mechanics*, 9, 243-377.
- [139] PERZYNA P. (1966b): *Teoria lepkoplastyczności*, PWN, Warszawa.
- [140] PERZYNA P. (1978): *Termodynamika materiałów niesprężystych*, PWN, Warszawa.
- [141] PIRODDI L., SPINELLI W. (2003): *An identification algorithm for polynomial NARX models based on simulation error minimization*, *International Journal of Control*, 76(17), 1767-1782.
- [142] POWELL J. A. (1994): *Modelling the oscillatory response of an electrorheological fluid*, *Smart Materials Struct.*, 3, 416-438.
- [143] POYNOR J. C. (2001): *Innovative Designs for Magneto-Rheological Dampers*, master thesis, Virginia Polytechnic, Blacksburg.
- [144] RAMALLO J. C., YOSHIOKA H., SPENCER B. F. (2004): *A two-step identification technique for semiactive control systems*, *Struct. Control Health Monit.*, 11, 273-289.
- [145] RABINOW J. (1948): *The magnetic fluid clutch*, *AIEE Transactions*, 67, 1308-1315.
- [146] RABINOW J. (1951): *Magnetic fluid torque and force transmitting device*, U.S. Patent 2, 575.
- [147] RODRIQUEZ A., IWATA N., IKHOUANE F., RODELLAR J. (2009): *Model identification of a large-scale magnetorheological fluid damper*, *Smart Mater. Struct.*, 18, 1-12.
- [148] SAIN P. M., SAIN M. K., SPENCER B. F., SAIN J. D. (1998): *The Bouc-Wen hysteresis model: an initial study of qualitative characteristics*, *Proceedings of the American Control Conference*, Philadelphia, 2559-2561.
- [149] SAPIŃSKI B. (2006): *Magnetorheological dampers in vibration control*, AGH University of Science and Technology Press, Kraków.
- [150] SAPIŃSKI B., SNAMINA J., MAŚLANKA M., ROSÓŁ M. (2006): *Facility for testing of magnetorheological damping systems for cable vibrations*, *Mechanics* vol. 25/3, AGH, Kraków.
- [151] SAPIŃSKI B., SNAMINA J. (2007): *Cable – MR damper system motion in transients*, *Mechanics* 26, 22-29.
- [152] SASSI S., CHERIF K., MEZGHANI L., THOMAS M., KOTRANE A. (2005): *An innovative magnetorheological damper for automotive suspension: from design to experimental characterization*, *Smart Mater. Struct.*, 14, 811-822.
- [153] SCHWERTEL J., SCHINKE B. (1996): *Automated Evaluation of Material Parameters of Viscoplastic Constitutive Equations*, *Trans ASME J. E. Mater. & Tech.*, 118, 273-280.
- [154] SHAMES I. H., COZZARELLI F. A. (1992): *Elastic and inelastic stress analysis*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 120-122.
- [155] SHEN Y., YANG S., PAN C. (2005): *Experimental research of magnetorheological fluid clutch*, China.
- [156] SIKA Z., BAUMA V., VALASEK M., BILKOVSKY, KUKULA A., STEINBAUER P. (2008): *Identification of phenomenological shock absorber model using neuron-fuzzy method*, *Bulletin of Applied Mechanics*, 4(15), 88-91.
- [157] SKRZYPEK J. (1986): *Plastyczność i pełzanie*, PWN, Warszawa.
- [158] SPELTA C., PREVIDI F., SACARESI S. M., FRATERNALE G., GAUDIANO N. (2009): *Control of magnetoreological pampers for vibration reduction in a washing machine*, *Mechatronics*, 19, 410-421.
- [159] SPENCER B. F. (1996): *Recent trends in vibration control in the USA*, In *Proceedings of the 3rd International Conference on Motion and Vibration Control*, Chiba, Japan, vol. II, pp. K1-K6.
- [160] SPENCER B. F., DYKE S. J., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1996): *Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction*, *Smart Mater Struct.*, 5, 565-575.
- [161] SPENCER B. F., DYKE S. J., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1997a): *Phenomenological model for magnetorheological damper*, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE 123, 230-238.

- [162] SPENCER B. F., CARLSON J. D., SAIN M. K., YANG G. (1997b): *On the current status of magnetorheological dampers: seismic protection of full-scale structures*, Proceedings of the American Control Conference, Albuquerque, New Mexico, 458-462.
- [163] SPENCER B. F., YANG G., CARLSON J. D., SAIN M. K. (1998): *Smart dampers for seismic protection of structures: a full scale study*, Proc. 2nd World Conf. on Structural Control, Kyoto, Japan, 417-426.
- [164] SPROSTON J. L., RIGBY S. G., WILLIAMS E. W., STANWAY R. A. (1994): *A numerical simulation of electrorheological fluids in oscillatory compressive squeeze-flow*, Journal of Physics: Applied Physics 27, 338-343.
- [165] SOEIRO F. J. C., STUTZ L. T., TENENBAUM R. A., NETO A. J. S. (2008): *Stochastic and hybrid methods for the identification in the Bouc-Wen model for magnetorheological dampers*, Journal of Physics: Conference Series, 135, 1-9.
- [166] SONG J., KIUREGHAIN A. (2006): *Generalized Bouc-Wen model for highly asymmetric hysteresis*, J. of Engin. Mecha., 132, 610-618.
- [167] ŚWITOŃSKI E., MEŻYK A., KLEIN W. (2007): *Application of smart materials in vibration control systems*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 24, 291-296.
- [168] SZCZEPAŃSKA K. (1999): *Techniki menedżerskie w TQM*, Wydawnictwa Normalizacyjne ALFA-WERO, Warszawa.
- [169] SZELAĞ W., NOWAK L., MYSZKOWSKI A. (2000): *Hamulec elektromagnetyczny z cieczą magnetoreologiczną*, Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, 48, 206-213.
- [170] WANG X., GORDANINEJAD F. (1999): *Flow analysis of field-controllable, electro- and magnetorheological fluids using Herschel-Bulkley model*, Journal of Intelligent Materials, Systems and Structures, vol. 10, no. 8, 601-608.
- [171] WANG X., GORDANINEJAD F. (2001): *Dynamic modelling of semi-active ER/MR fluid dampers*, Damping and Isolation Proceedings of SPIE Conference on Smart Materials and Structures, 4331, 82-91.
- [172] WANG X., GORDANINEJAD F. (2009): *A new magnetorheological fluid-elastomer mount: phenomenological modelling and experimental study*, Smart Mater. Struct., 18, 1-9.
- [173] WANG D. H., LIAO W. H. (2005): *Modeling and control of magnetorheological fluid dampers using neural networks*, Smart Mater Struct., 14, 111-126.
- [174] WANG J. Y., NI Y. Q., KO J. M., SPENCER B. F. (2005): *Magneto-rheological tuned liquid column dampers (MR-TLCDs) for vibration mitigation of tall buildings: modelling and analysis of open-loop control*, Computers and Structures, 83, 2023-2034.
- [175] WEBER F., DISTL H., NUTZEL O. (2005): *Versuchsweiser einbau eines adaptiven seildampfers in eine schragseilbrücke*, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH, 7, 582-589.
- [176] WEN Y. K., ASCE M. (1976): *Method for random vibration of hysteretic systems*, J Eng Mech Div, 102, 1-3.
- [177] WERELEY M. N., PANG L. (1998): *Nondimensional analysis of semi-active electrorheological and magnetorheological dampers using approximate parallel plate models*, Smart Mater. Struct., 7, 732-743.
- [178] WITTERS M., SWEVERS J. (2010): *Black-box model identification for a continuously variable, electro-hydraulic semi-active damper*, Mechanical Systems and Signal Processing, 24, 4-18.
- [179] WU W. (2006): *Theoretical and experimental study on cable vibration reduction with tmd-mr damper*, rozprawa doktorska, Louisiana State University.
- [180] WOŹNICA K., KŁOSOWSKI P. (2000): *Evaluation of viscoplastic parameters and its application for dynamic behaviour of plates*, Archive of Applied Mechanics, 70, 561-570.
- [181] UNSAL M., CRANE C. D., NIEZRECKI CH. (2006): *Vibration control of parallel platforms based on magnetorheological damping*, Florida Conference on Recent Advances in Robotics, May 25-26, Miami, Florida.
- [182] XIA P. Q. (2003): *An inverse model of MR damper using optimal neural network and system identification*, Journal of Sound and Vibration, 266, 1009-1023.
- [183] XU Y. L., ZHOU H. J. (2007): *Damping cable vibration for a cable stayed bridge using adjustable fluid dampers*, Journal of Sound and Vibration, 306, 349-360.
- [184] YANG G. (2001): *Large-scale magnetorheological fluid dampers for vibration mitigation: modeling, testing and control*, dissertation, Graduate School of the University of Notre Dame, Indiana.
- [185] YANG S., SHEN Y. (2009): *Recent advances in dynamics and control of hysteretic nonlinear systems*, Chaos, Solutions and Fractals, 40, 1808-1822.

- [186] YANG G., SPENCER B. F., CARLSON J. D., SAIN M. K. (2002): *Large-scale MR fluid dampers: modeling and dynamic performance considerations*, 24, 309-323.
- [187] YANG W. Y., CAO W., CHUNG T. S., MORRIS J. (2005): *Applied numerical methods using MATLAB*, New Jersey, 263-266.
- [188] YASREBI N., GHAZAVI A., MASHHADI M. M., YOUSEFI-KOMA A. (2006): *Magnetorheological fluid dampers modeling: Numerical and experimental*, 14th Annual International Mechanical Engineering Conference, May 2006, Isfahan, Iran.
- [189] YAO D., KREMPL E. (1985): *Viscoplasticity theory based on overstress: the prediction of monotonic and cyclic proportional and nonproportional, loading paths of an aluminium alloy*, Int. J. Plast., 1, 259-274.
- [190] YAO X., TIAN Z., SHEN Z., GUO S. (2008): *Research on low-frequency mechanical characteristics of the MR dampers in ship isolators*, J. Marine. Sci. Appl., 7, 243-247.
- [191] YE M., WANG X. (2007): *Parameter estimation of the Bouc-Wen hysteresis model using particle swarm optimization*, Smart Mater. Struct., 16, 2341-2349.
- [192] YE M., WANG X. (2009): *Parameter identification of hysteresis model with improved particle swarm optimization*, Chinese Control and Decision Conference (CCDC 2009), 415-419.
- [193] YU G. R., HAUNG L. W. (2008): *Optimal control of a nano-positioning stage using linear matrix inequality and hierarchical genetic algorithms*, Electrical Engineering Department, National Ilan University, Ilan City, Taiwan, 2834-2839.
- [194] YOON S. S., KANG S., KIM S. J., KIM Y. H., KIM M., LEE C. (2003): *Safe arm with MR-based passive compliant joints and visco-elastic covering for service robot applications*, Intl. Conference on Intelligent Robots and Systems, October, Nevada, 2191-2196.
- [195] ZALEWSKI R., BAJKOWSKI J. (2008): *Analogie i różnice właściwości cieczy magnetoreologicznych oraz granulatów umieszczonych w przestrzeni z podciśnieniem*, Modelowanie inżynierskie 36, Gliwice, 313-320.
- [196] ZHAO Q., YANG Y. (2008): *Improved single neuron PID control for heavy-duty vehicle magnetorheological seat suspension*, Vehicle Power and Propulsion Conference, Harbin, China, 3-5 September, 1-3.
- [197] ZHOU Q., QU W. L. (2002): *Two mechanical models for magnetorheological damper and corresponding test verification*, Earthquake Engineering Mechanics, ASCE 123, 230-238.
- [198] ZHOU Q., NIELSEN S. R. K., QU W. L. (2008): *Semi-Active control of shallow cables with magnetorheological dampers under harmonic axial support motion*, Journal of Sound and Vibration, 311, 683-706.

POLITECHNIKA WARSZAWSKA

Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Paweł Skalski

Analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika

Promotorzy

Prof. dr hab. inż. Jerzy Bajkowski

Prof. dr hab. inż. Krzysztof Woźnica

Warszawa, 2010

Spis treści

1. Wprowadzenie.....	15
2. Cel i zakres pracy, przedmiot badań, teza pracy oraz metodyka badawcza.....	17
2.1. Cel i zakres pracy.....	17
2.2. Przedmiot badań.....	18
2.2.1. Ciecz MRF 132 DG.....	19
2.2.2. Amortyzator LORD RD 1005-3.....	19
2.2.3. Tłumik T-MR SiMR 132 DG.....	20
2.3. Teza pracy.....	21
2.4. Metodyka badawcza.....	21
3. Studium aktualnej literatury dotyczącej tematu rozprawy.....	24
3.1. Charakterystyka cieczy magnetoreologicznych i ich zastosowań.....	24
3.2. Podstawowe schematy pracy cieczy MR.....	26
3.2.1. Schemat przepływowy (zaworowy).....	26
3.2.2. Schemat ścinania (sprzęgłowy).....	27
3.2.3. Schemat ściskania.....	27
3.3. Modele reologiczne cieczy i urządzeń magnetoreologicznych.....	28
3.3.1. Model Bingham'a.....	28
3.3.2. Model Bouc-Wena.....	30
3.3.3. Model Gamota-Filisko.....	31
3.3.4. Pierwsza modyfikacja modelu Gamota-Filisko.....	31
3.3.5. Druga modyfikacja modelu Gamota-Filisko.....	32
3.3.6. Model Li.....	32
3.3.7. Model Spencera.....	33
3.3.8. Model Crossa.....	34
3.3.9. Modele Herschela-Bulkleya i Cassona.....	34
3.3.10. Model McKinleya.....	35
3.3.11. Ułamkowe modele reologiczne.....	35
3.3.12. Model BingMaxa.....	36
3.4. Modele konstytutywne opisujące właściwości metali.....	37
3.4.1. Wprowadzenie	37
3.4.2. Prawo Bodnera-Partoma.....	37
3.4.3. Prawo Perzyny.....	38
3.4.4. Prawo Chaboche'a	39
3.4.5. Prawo Freeda-Virrilie'ego.....	40
3.4.6. Prawo Walkera.....	41
3.4.7. Prawo Kriega, Swearengena i Jones'a.....	42
3.4.8. Prawo Krempla.....	42
3.4.9. Prawo Milera.....	43
3.5. Podsumowanie przedstawionych modeli reologicznych materiałów i urządzeń MR.....	44
4. Stanowisko badawcze, realizacja i wyniki badań eksperymentalnych.....	48
4.1. Opis stanowiska badawczego i aparatury pomiarowej.....	48
4.2. Program realizacji i wyniki badań eksperymentalnych.....	50

4.2.1. Wprowadzenie.....	50
4.2.2. Badanie wpływu częstotliwości oscylacji wymuszenia kinematycznego tłoka na siłę tłumienia badanego urządzenia.....	52
4.2.3. Badanie wpływu natężenia prądu płynącego w solenoidzie na siłę tłumienia badanego urządzenia.....	54
4.2.4. Badanie wpływu zmian temperatury cieczy na siłę tłumienia badanego urządzenia.....	57
4.2.5. Badanie wpływu wysokości szczeliny na siłę tłumienia badanego urządzenia.....	59
4.3. Ocena jakości przeprowadzonych badań eksperymentalnych	60
5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych.....	63
5.1. Wprowadzenie i metodyka analizy.....	63
5.2. Wyniki analizy cieczy MR w amortyzatorze LORD RD 1005-3.....	69
5.3. Wyniki analizy cieczy MR w tłumiku T-MR SiMR 132 DG.....	71
5.3.1. Analiza wpływu częstotliwości oscylacji tłoka, prędkości ścinania cieczy i wysokości szczeliny.....	71
5.3.2. Analiza wpływu prędkości ścinania i natężenia prądu.....	75
5.3.3. Analiza wpływu temperatury i natężenia prądu.....	77
5.4. Podsumowanie.....	81
6. Metodyka identyfikacji parametrów modeli lepkoplastycznych badanej cieczy MR.....	83
6.1. Stosowane techniki estymacji parametrów modeli reologicznych.....	83
6.2. Metoda identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma.....	84
6.3. Metoda identyfikacji parametrów prawa Perzyny.....	88
6.4. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3.....	89
6.5. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Perzyny, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3.....	91
6.6. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma dotyczące cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG.....	93
6.7. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Perzyny, dotyczące cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG.....	97
6.8. Ocena dokładności wyznaczonych parametrów modeli lepkoplastycznych.....	102
7. Symulacje numeryczne modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny.....	103
7.1. Wprowadzenie.....	103
7.2. Symulacje numeryczne prawa Bodnera-Partoma.....	104
7.3. Symulacje numeryczne modelu Perzyny.....	111
8. Optymalizacja wysokości szczeliny.....	117
8.1. Wprowadzenie.....	117
8.2. Obliczenia optymalizacyjne.....	118
8.2.1. Metoda graficzna.....	118
8.2.2. Algorytmy genetyczne.....	121
8.3. Podsumowanie.....	123
9. Podsumowanie pracy.....	125
Bibliografia	129

Contents

1. Introduction.....	15
2. Purpose and work field, research object, work thesis, investigation methodology.....	17
2.1. Purpose and work field	17
2.2. Research object.....	18
2.2.1. MRF 132 DG fluid.....	19
2.2.2. LORD RD 1005-3 shock absorber	19
2.2.3. T-MR SiMR 132 DG damper.....	20
2.3. Work thesis.....	21
2.4. Investigation methodology.....	21
3. Study of current literature concerning the subject of dissertation.....	24
3.1. Characteristics of magnetorheological fluids and their applications.....	24
3.2. Basic patters of MR fluid.....	26
3.2.1. Valve mode.....	26
3.2.2. Shear mode.....	27
3.2.3. Squeeze mode.....	27
3.3. Rheological models of magnetorheological fluid and devices.....	28
3.3.1. Bingham model.....	28
3.3.2. Bouc-Wen model.....	30
3.3.3. Gamota-Filisko model.....	31
3.3.4. First modification of Gamota-Filisko model.....	31
3.3.5. Second modification of Gamota-Filisko model.....	32
3.3.6. Li model.....	32
3.3.7. Spencer model.....	33
3.3.8. Cross model.....	34
3.3.9. Herschel-Bulkley model and Casson model.....	34
3.3.10. McKinley model.....	35
3.3.11. Fractional rheological models.....	35
3.3.12. BingMax model.....	36
3.4. Constitutive models describing the properties of metals.....	37
3.4.1. Introduction.....	37
3.4.2. Bodner-Partom law.....	37
3.4.3. Perzyna Law.....	38
3.4.4. Chaboche law	39
3.4.5. Freed-Virrilie law.....	40
3.4.6. Walker law.....	41
3.4.7. Krieg, Swarengen and Jones law.....	42
3.4.8. Krempl law.....	42
3.4.9. Miler law.....	43
3.5. Summary of the presented rheological models of materials, and MR devices.....	44
4. Work stand, realization and results of experimental research.....	48
4.1. Description of the work stand and measuring apparatus.....	48
4.2. Realization programme and results of experimental research.....	50

4.2.1. Introduction.....	50
4.2.2. Impact study of the kinematic excitation frequency of oscillation of the piston for damping device under test.....	52
4.2.3. Impact study of current flowing in a solenoid the damping device under test	55
4.2.4. Impact study of temperature changes on fluid damping device under test	57
4.2.5 Impact study on the height gap on the damping device under test.....	59
4.3. Evaluation of the quality of experimental tests	60
5. Analysis of MR fluid properties on the basis of experimental data.....	63
5.1. Introduction and analysis methodology.....	63
5.2. Results of MR fluid analysis in the LORD RD 1005-3 shock absorber.....	69
5.3. Results of MR fluid analysis in the T-MR SiMR 132 DG damper	71
5.3.1. Analysis of the influence of oscillation frequency of the piston, and fluid shear rate and gap height.....	71
5.3.2. Analysis of the influence of shear rate and current intensity.....	75
5.3.3. Analysis of the temperature effect and current intensity.....	77
5.4. Summary.....	81
6. Parameters identification methodology of viscoplastic models for MR fluid.....	83
6.1. Parameters estimation techniques of rheological models.....	83
6.2. Identification method of the Bodner-Partom law parameters.....	84
6.3. Identification method of the Perzyna law parameters.....	88
6.4. Results of parameters identification of Bodner-Partom law, MR fluid operating in the LORD RD 1005-3 shock absorber	89
6.5. Results of parameters identification of Perzyna law, MR fluid operating in the LORD RD 1005-3 shock absorber	91
6.6. Results of parameters identification of Bodner-Partom law, MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper	93
6.7. Results of parameters identification of Perzyna law, the MR fluid operating in the T-MR SiMR 132 DG damper	97
6.8. Evaluation of estimated parameters accuracy of viscoplastic models.....	102
7. Numerical simulations of Bodner-Partom model and Perzyna model.....	103
7.1. Introduction.....	103
7.2. Numerical simulation of the Bodner-Partom law.....	104
7.3. Numerical simulation of the Perzyna law.....	111
8. Gap's height optimization.....	117
8.1. Introduction.....	117
8.2. Optimization calculations.....	118
8.2.1. Graphical method.....	118
8.2.2. Genetic algorithms.....	121
8.3. Summary.....	123
9. Work conclusion.....	125
References	129

Podziękowania

Serdecznie dziękuję tym, którzy przyczynili się do powstania niniejszej rozprawy doktorskiej. Szczególnie chciałbym podziękować promotorom, Panu prof. Jerzemu Bajkowskiemu oraz Panu prof. Krzysztofowi Woźnicy, za wprowadzenie w ciekawą tematykę, cenne wskazówki i dyskusje w trakcie realizacji dysertacji oraz pomoc i cierpliwość w jej redagowaniu.

Jestem także wdzięczny, Panu prof. Mariuszowi Pyrzowi oraz Panu dr inż. Robertowi Zalewskiemu, za współpracę, sugestie i konsultacje w trakcie realizacji pracy.

Składam również podziękowania profesorom, kolegom i przyjaciołom m.in. z Politechniki Warszawskiej oraz z École Nationale Supérieure d'Ingénieurs de Bourges. Ze względu na dużą liczebność, ich nazwiska nie zostaną wymienione (in pectore).

Paweł Skalski

Streszczenie

Zasadniczym celem prezentowanej pracy jest opis matematyczny oraz analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika oraz wyznaczenie optymalnej, ze względu na wskazane wartości parametrów, wysokości szczeliny do transportu cieczy MR w tego typu urządzeniach.

W pracy przeprowadzono szczegółową analizę literatury związanej z właściwościami i zastosowaniem cieczy MR w urządzeniach mechatronicznych. Metodyka badań teoretycznych obejmowała charakterystykę oraz ocenę obecnie stosowanych modeli matematycznych dla cieczy MR oraz urządzeń z jej zastosowaniem. Dokonano również przeglądu modeli lepkoplastycznych używanych w opisie metali i ich stopów. Studium literatury pozwoliło na zaplanowanie dalszych badań eksperymentalnych oraz na wybranie modelu konstytutywnego, spośród ogólnie dostępnych dla metali, w zastosowaniu do opisu zachowania się tłumika z cieczą MR, w zmiennych warunkach pracy.

Zakres badań został ograniczony w pracy do dwóch rodzajów urządzeń magnetoreologicznych: amortyzatora LORD RD 1005-3 oraz prototypu tłumika T-MR SiMR 132 DG.

Próby wykonano na stanowisku badawczym z kinematycznym wymuszeniem ruchu, zlokalizowanym w Instytucie Podstaw Budowy Maszyn w Politechnice Warszawskiej. Przeprowadzono badania z jednym rodzajem cieczy magnetoreologicznej MRF 132 DG produkcji LORD Company. Program eksperymentów omawianych urządzeń został skoncentrowany przede wszystkim na wyznaczeniu wartości siły oporu stawianej przez tłoczysko w funkcji jego przemieszczenia, w zależności od częstotliwości wymuszenia tłoka, wartości natężenia prądu przepływającego w uzwojeniu cewki zamontowanej w głowicy, zmian temperatury cieczy oraz wysokości szczeliny, przez którą przemieszcza się badana ciecz magnetoreologiczna.

Wobec niemożliwości ingerencji w wewnętrzną strukturę amortyzatora LORD RD 1005-3, eksperymenty dla trzech wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], zostały wykonane tylko w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG, którego konstrukcja pozwala na zmiany w jego wewnętrznej budowie.

Dokonano precyzyjnej analizy badań, pod względem użyteczności w zamierzonym celu pracy oraz krótko oceniono jakość wykonanych prób.

Na podstawie wykonanych eksperymentów, wyznaczono m.in. umowną granicę plastyczności oraz maksymalne naprężenia ścinające analizowanej cieczy MR, z uwzględnieniem zmiennej prędkości ścinania, natężenia prądu elektrycznego płynącego w solenoidzie, temperatury cieczy oraz wysokości szczeliny.

Następnie korzystając z analizy umownej granicy plastyczności cieczy MR zastosowanej w tłumiku, estymowano parametry równań konstytutywnych Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny. Wyznaczono wartości parametrów modelu, uwzględniających zmienne warunki pracy cieczy w omawianych urządzeniach.

Autor pracy zapisał równania prawa Bodnera-Partoma, uzależniając je nie tylko od zmiennej prędkości ścinania, ale również od zmiennej wartości temperatury, natężenia prądu elektrycznego oraz wysokości szczeliny.

Prawo Perzyny zostało przedstawione w formie zależnej od prędkości ścinania, temperatury oraz natężenia prądu.

Identyfikowane modele lepkoplastyczne posłużyły do opracowania symulacji celem zweryfikowania zaproponowanego modelu matematycznego do opisu zachowania cieczy MR w roboczej szczelinie głowicy urządzenia, z danymi pochodzącymi z wykonanych eksperymentów. Pokrycie rozwiązania numerycznego z danymi pochodzącymi z eksperymentu, pozwala na stwierdzenie, że możliwe jest zastosowanie praw lepkoplastycznych dla metali, w opisie zachowania cieczy magnetoreologicznej.

Za pomocą metody graficznej, algorytmów genetycznych oraz wykorzystując analizę maksymalnych naprężeń ścinających cieczy MR w szczelinie, przeprowadzono proces optymalizacji konstrukcji głowicy tłoka, w którym kryterium stanowiła wartość wysokości szczeliny. Otrzymano najwyższe wartości naprężeń ścinających przy jak najmniejszej wartości natężenia prądu, a wyniki jednoznacznie wskazały na wartość wysokości szczeliny 4×10^{-4} [m].

Dysertacja składa się z dziewięciu rozdziałów oraz bibliografii. W aneksach zamieszczono wyniki badań eksperymentalnych oraz symulacje numeryczne omawianych modeli lepkoplastycznych Bodnera-Partoma oraz Perzyny.

Słowa kluczowe: ciecz magnetoreologiczna, prawa lepkoplastyczne, badania eksperymentalne, tłumik magnetoreologiczny, identyfikacja parametrów, symulacje numeryczne, optymalizacja

Abstract

The main goal of this dissertation is a mathematical description and an analysis of viscoplastic properties of magnetorheological fluid in operational conditions of a damper's work, as well as determining the optimum, in view of indicated values of parameters, size of the gap for the MR fluid to flow, in these devices.

In this work a detailed analysis of literature related to the properties and application of MR fluid in mechatronic devices was made. Methodology of theoretical research included characteristics and evaluation of currently used mathematical models for MR fluids and devices using MR fluids. Also, viscoplastic models used for the description of metals and their alloys has been reviewed.

The study of literature helped to plan further experimental tasks and to select a constitutive model, among the generally available ones for metals, to be applied for the description of behavior of MR damper with the liquid, in operating conditions.

The scope of research work has been limited to two types of magnetorheological devices: the LORD RD 1005-3 shock absorber and the T-MR SiMR -132 DG damper prototype.

Tests were performed on the workstation with forced kinematic movement, located at the Institute of Machine Design Fundamentals at Warsaw University of Technology. Studies were conducted with one type of magnetorheological fluid MRF 132 DG produced by the LORD Company. Program of experiments on these devices has been focused primarily on the determination of the damping force on the rod as a function of displacement, depending on the excitation frequency of the piston, the intensity of current flowing in the winding coil mounted in the head, changes of a fluid temperature and the amount of gap height, through which tested magnetorheological fluid passes by.

Given the impossibility to interfere in internal structure of shock absorber LORD RD 1005-3, the experiments for three cases of gap's height $h = 5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], were made only for the T-MR SiMR 132 DG damper whose design allows changes in its internal structure.

An accurate analysis of research in terms of usefulness for intended purpose of the work and brief estimation of quality of performed tests has been made.

On the basis of performed experiments, it has been estimated i.a: the conventional yield point and the maximum shear stress of analyzed MR fluid, including variable shear rate, intensity of current flowing in a solenoid, liquid's temperature and the gap's height.

Then, using the analysis of yield point of MR fluid used in the damper, parameters of Bodner-Partom constitutive equations and Perzyna model were estimated. Values of model's parameters were determined, taking various conditions of the fluid in these devices into account.

The author wrote down the equations of Bodner-Partom law, conditioning them not only on variable shear rate, but also on variable temperature, intensity of electric current and the height of a gap.

The Perzyna law was presented in shear rate-dependent, temperature-dependent and current-dependent form.

Identified viscoplastic models were used to develop a simulation that verifies the proposed mathematical model which describes the behaviour of MR fluid in operating gap of machine's head, with data derived from performed experiments.

Using graphical methods, genetic algorithms, as well as analysis of maximum shear stress of MR fluid in the gap, the process of optimizing the piston head design was pursued, in which the criterion was the value of the gap. The highest values of shear stress with minimum-possible value of current intensity was attained, the results clearly showed the value of the gap's height $h=4 \times 10^{-4}$ [m].

The dissertation consists of nine chapters and a bibliography. In the appendices, the results of experimental research and numerical simulations of discussed viscoplastic models of Bodner-Partom and Perzyna were presented.

Keywords: magnetorheological fluid, viscoplastic laws, experimental studies, magnetorheological damper, parameters identification, numerical simulations, optimization

Résumé

Le but principal de ce travail est la présentation de la formulation mathématique et l'analyse des propriétés viscoplastiques du fluide magnétorhéologique dans des conditions d'exploitation d'amortisseur ainsi que la détermination des dimensions optimum de l'orifice d'écoulement du fluide MR dans le dispositif de ce type.

Dans la thèse, une analyse particulière de la littérature a été effectuée en ce qui concerne les propriétés et des applications des fluides MR dans des dispositifs mécatroniques. On s'est intéressé aux caractéristiques et l'évaluation des modèles mathématiques de comportement des fluides MR utilisés actuellement. Une partie de la revue des publications est consacrée également aux modèles viscoplastiques destinés à la description du comportement des métaux et des alliages. Ce travail a permis de définir le plan des essais expérimentaux et a conduit le choix des modèles constitutifs parmi ceux destinés pour des métaux afin de les adapter pour la description du comportement de l'amortisseur avec le fluide MR, dans différentes conditions de travail.

Nous nous sommes limités à deux types d'amortisseurs: l'amortisseur LORD RD 1005-3 et le prototype d'amortisseur T-MR SiMR 132 DG.

Des essais ont été effectués à un banc d'essais permettant le mouvement contraint cinématiquement, situé à l'Institut de Principes de Constriction des Machines à l'Ecole Polytechnique de Varsovie. Dans l'expérimentation, on a utilisé le fluide magnétorhéologique MRF 132 DG produit par LORD Company. Le programme des essais a été bâti pour permettre de mesurer la force de résistance de piston en fonction du déplacement en tenant compte de la vitesse de déplacement, de l'intensité du courant dans le sélénoïde, des variations de température et la géométrie du canal de l'écoulement du fluide magnétorhéologique.

Etant donné qu'il n'était pas possible de modifier la structure interne d'amortisseur LORD RD 1005-3, des expériences pour trois hauteurs d'orifice d'écoulement $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], ont été uniquement mené dans le cas de l'amortisseur T-MR SiMR 132 DG, dont la construction permettait d'introduire des modifications de sa structure.

Les résultats expérimentaux ont été soumis à une analyse détaillée du point de vue d'utilité pour atteindre des objectifs du travail ainsi que de leur qualité.

Ils ont permis de déterminer la limite élastique et la contrainte maximale de cisaillement du fluide MR sous tension en fonction de différentes vitesses de cisaillement, différentes intensités du courant, températures et hauteurs d'orifice d'écoulement.

Par la suite, des valeurs de la limite élastique ont été utilisées pour identifier des paramètres des lois constitutives de Bodner-Partom et celui de Perzyna en tenant compte de différentes conditions de travail du fluide dans l'amortisseur. Cela a conduit l'auteur à écrire les modèles constitutifs pas seulement en fonction de vitesse de cisaillement mais également en fonction de température, de l'intensité du courant et de la hauteur de l'orifice d'écoulement.

Les modèles viscoplastiques identifiés ont permis de simuler le comportement du fluide MR et de comparer des résultats numériques avec ceux obtenus des mesures. On a constaté une bonne concordance des courbes tracées dans ces deux cas, ce qui autorise de conclure qu'il est possible d'utiliser les modèles viscoplastiques des métaux pour décrire le comportement du fluide magnétorhéologique.

On a optimisé la construction du piston dont le critère était la hauteur de l'orifice d'écoulement du fluide MR à l'aide de la méthode graphique, des algorithmes génétiques en utilisant l'analyse des contraintes de cisaillements maximum dans le fluide MR. On a obtenu des valeurs maximales de contraintes de cisaillement pour l'intensité du courant minimum et pour la hauteur d'orifice de 4×10^{-4} [m].

Le mémoire est composé de neuf chapitres et la bibliographie. Dans les annexes se trouvent les résultats des essais expérimentaux et des calculs numériques d'après les modèles viscoplastiques de Bodner-Partom et celui de Perzyna.

Mots clés: fluide magnétorhéologique, lois viscoplastiques, expérimentation, amortisseur magnétorhéologique, identification des paramètres, simulation numérique, optimisation

1. Wprowadzenie

Ciągły postęp w dziedzinie materiałoznawstwa, przyczynia się do powstawania nowych materiałów lub odkrywania nowych właściwości materiałów już znanych. Lata 80 dwudziestego wieku to początek gwałtownego wzrostu zainteresowania materiałami, które zaczęto nazywać inteligentnymi. W grupie tych materiałów znajdują się m.in. ciecze magnetoreologiczne (MR), które charakteryzują się tym, iż zmieniają swoje właściwości reologiczne pod wpływem działania pola magnetycznego. Te właściwości cieczy MR, znane już ponad 50 lat, mogą być w pełni wykorzystane dopiero w dobie informatycznego sprzętu sterującego.

Będące przedmiotem szczególnego zainteresowania w niniejszej pracy, ciecze magnetoreologiczne są bardzo przydatne w aplikacyjnym rozwiązywaniu problemów drganiowych, które są jednym z głównych dylematów inżynierskich w budowie i eksploatacji maszyn i urządzeń. W ostatnich latach obserwowany jest duży wzrost zainteresowania tym rodzajem materiału inteligentnego. Generalizując, można śmiało powiedzieć, że ciecze MR są stosowane przede wszystkim w pół- aktywnym tłumieniu drgań. Wykorzystuje się je np. w: tłumikach, amortyzatorach, sprzęgłach oraz hamulcach [CARLSON, 1999], [GONCALVES, 2005], [GRIFFIN & WU, 1998], [LEE et al., 1999], [MILECKI, 2004], [PARK & JEON, 2002], [SHEN et al., 2005]. Tłumiki i amortyzatory MR stosowane są np. w zabezpieczeniach przed drganiami w eksploatacji budynków i mostów [DYKE et al., 1996], [DYKE et al., 1998], [GORDANINEJAD et al., 2002], [HIEMENZ & WERELEY, 1999], [NYAWAKO & REYNOLDS, 2007], a także w tłumieniu drgań przewodów wysokiego napięcia [SAPIŃSKI & SNAMINA, 2007], [SAPIŃSKI et al., 2006], [WU, 2006]. Ciecze MR wykorzystuje się również w produkcji kompozytów magnetoreologicznych [KALETA & LEWANDOWSKI, 2007], [KALETA et al., 2006], [KALETA et al., 2007], [LEWANDOWSKI, 2005], działaniach medycznych [CARLSON et al., 2001], [AVRAAM, 2009], poligrafii [MUC & BARSKI, 2007], lotnictwie [BAJKOWSKI et al., 2005], przemyśle samochodowym oraz wojskowym [BAJKOWSKI, 2006], [POYNOR, 2001].

W dziedzinie rozwoju i produkcji cieczy MR, dominującą firmą na rynku jest korporacja LORD, która produkuje na skalę światową owe ciecze, urządzenia i przyczynia się do postępu, w ich rozwoju. Mimo bardzo wielu prac jakie aktualnie są prowadzone w ośrodkach uniwersyteckich i badawczych, w dalszym ciągu zauważa się potrzebę lepszego i pełniejszego poznawania specyficznych własności tych cieczy, ich zachowania się w warunkach eksploatacyjnych, a także pełnego poznania możliwości sterowania ich własnościami reologicznymi.

Jednym z ważnych zadań, które dotyczą również cieczy MR, i które jak dotychczas nie zostały precyzyjnie i jednoznacznie określone, jest zagadnienie matematycznego opisu właściwości cieczy MR, gdy znajduje się ona, w rzeczywistych warunkach pracy.

W odniesieniu do różnych materiałów, możemy spotkać różne modele praw lepkoplastycznych. Nie ma jednego modelu opisującego jednocześnie ciecze i ciała stałe. Są modele charakterystyczne dla cieczy lub charakterystyczne dla ciał stałych.

Autor prezentowanej dysertacji podjął próbę opisu zachowania się cieczy magnetoreologicznych, poprzez wykorzystanie równań konstytutywnych, które obowiązują dla metali. Przed podjęciem takiej decyzji należało zastanowić się i odpowiedzieć na pytanie: czy i dlaczego oraz jakie równania konstytutywne obowiązujące dla metali, mogą być wykorzystane w matematycznym opisie właściwości i zachowania się cieczy MR?

Odpowiadając na nie, należy stwierdzić, że w określonych warunkach eksploatacyjnych ciecz MR zmienia swój stan skupienia, stając się ciałem semi-stałym, a nawet stałym. Jest to jedna z właściwości cieczy magnetoreologicznej.

Laureat Ig Nobla, Thomas Parnell, który przedstawił studentom swój eksperyment ze smołą [EDGEWORTH et al., 1984], stwierdził, że materiały, które wydają się ciałami stałymi są rzeczywiście cieczą o bardzo dużej lepkości. Lepkość to właściwość płynów i plastycznych ciał stałych, charakteryzująca ich opór wewnętrzny przeciw płynięciu. Okazuje się, że szkło zamontowane w oknach, po kilkunastu latach, przy dolnej krawędzi jest grubsze niż przy górnej, płynie. Zatem nie tylko ciecze są materiałami, które płyną. Pojęcie to jest względne i jedynie zależy od granic, w jakich je umieścimy, w jakim czasie nastąpi to zjawisko. I odwrotnie, ciecz o dużej lepkości można zakwalifikować do ciał stałych.

W związku z powyższym, twórca niniejszej dysertacji postanowił przeprowadzić analizę lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznych w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika, tak aby móc zastosować prawa lekoplastyczne typowe dla metali, do opisu właściwości i zachowania cieczy MR.

2. Cel i zakres pracy, przedmiot badań, teza pracy oraz metodyka badawcza

2.1. Cel i zakres pracy

Zasadniczym celem pracy jest opis matematyczny oraz analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika lub amortyzatora liniowego MR, a także wyznaczenie optymalnej, ze względu na wskazane wartości parametrów, wielkości szczeliny do przepływu cieczy MR, w tych urządzeniach.

Realizację tak sformułowanego celu pracy postanowiono osiągnąć poprzez:

- rozpoznanie literaturowe dotyczące tematu pracy,
- szczegółowe badania i analizę zachowania się cieczy MR w warunkach, gdy jest ona poddana działaniu pola magnetycznego, wytworzonego przez solenoid głowicy urządzenia MR,
- obliczenia optymalizacyjne mające wskazać najkorzystniejszy, ze względu na wybrane kryterium, wariant konstrukcyjny głowicy amortyzatora lub tłumika MR.

Zakres badań eksperymentalnych został ograniczony w pracy do dwóch rodzajów urządzeń magnetoreologicznych. Są nimi: amortyzator LORD RD 1005-3 oraz zaprojektowany i wykonany w Instytucie Podstaw Budowy Maszyn PW, tłumik MR o oznaczeniu T-MR SiMR 132 DG. Program badań omawianych urządzeń został skoncentrowany przede wszystkim na wyznaczeniu wartości siły oporu stawianej przez tłoczysko w funkcji jego przemieszczenia, w zależności od częstotliwości wymuszenia tłoka, natężenia prądu przepływającego przez uzwojenie cewki zamontowanej w głowicy, zmian temperatury cieczy oraz wysokości szczeliny, przez którą przemieszcza się badana ciecz magnetoreologiczna.

Wobec niemożliwości ingerencji w wewnętrzną strukturę amortyzatora LORD RD 1005-3, eksperymentalne badania dla trzech przypadków wartości wysokości szczeliny:

$h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], zostały wykonane tylko w tłumiku T-MR SiMR 132 DG, którego konstrukcja umożliwia ingerencję w jego wewnętrzną budowę.

2.2. Przedmiot badań

Przedmiotem badań niniejszej pracy jest ciecz magnetoreologiczna znajdująca się pod wpływem pola magnetycznego, która stanowi podstawę działania urządzeń MR, jakimi są m.in. liniowe amortyzatory i tłumiki.

Do wyznaczenia jej właściwości, gdy znajduje się ona w warunkach eksploatacyjnych, zaplanowano przeprowadzenie badań eksperymentalnych urządzeń, którymi były: amortyzator LORD RD 1005-3 (rys. 2.2a) oraz tłumik T-MR SiMR 132 DG (rys. 2.3b). Najważniejszą różnicą, w konstrukcji badanych obiektów jest to, że komercyjny amortyzator RD 1005-3 posiada w swojej budowie sprężynę gazową (akumulator), natomiast w tłumiku nie ma tego elementu. Oba obiekty badań zostały wypełnione tą samą cieczą MRF 132 DG, firmy LORD.

a)



b)



Rys. 2.2. Widok obiektów badań: (a) amortyzator LORD RD 1005-3;
(b) tłumik T-MR SiMR 132 DG

Krótką charakterystykę cieczy MRF 132 DG oraz obu badanych obiektów, przedstawiono poniżej.

2.2.1. Ciecz MRF 132 DG

Do analizy lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika, wybrano komercyjną ciecz produkcji LORD Company o oznaczeniu MRF 132 DG, zbudowaną na bazie hydrocarbonu, która jest przeznaczona do zastosowania głównie w tłumikach, amortyzatorach i hamulcach.

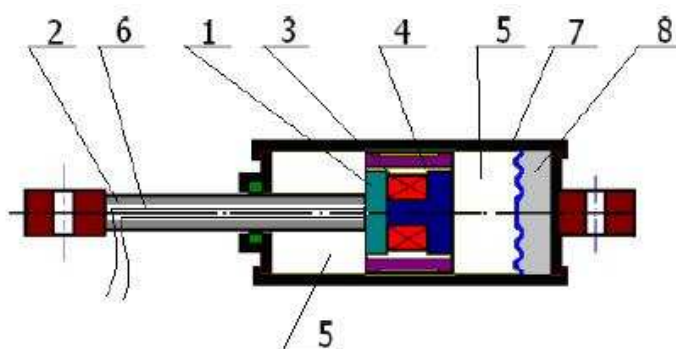
Ważniejsze cechy cieczy MRF 132 DG zaprezentowano w tabelicy 2.1, zaś szczegółowe informacje są dostępne na stronie internetowej producenta www.lord.com.

Tablica 2.1. Podstawowe cechy cieczy MRF 132 DG [www.lord.com]

Cecha	MRF 132 DG
Lepkość mierzona w temperaturze 40 [°C]	0,092±0,015 [Pa·s]
Gęstość	2,98÷3,18 [g/cm ³]
Zawartość cząstek ferromagnetycznych	80,98%
Temperatura pracy	-40÷130 [°C]
Punkt krytyczny (flash)	>150 [°C]
Kolor	ciemny szary

2.2.2. Amortyzator LORD RD 1005-3

Amortyzator LORD RD 1005-3 jest urządzeniem komercyjnym, produkowanym na masową skalę; charakteryzuje się dużą stabilnością parametrów. Jest on najczęściej stosowym urządzeniem magnetoreologicznym, w różnych konstrukcjach mechanicznych. Schemat strukturalny amortyzatora LORD zaprezentowano na rys. 2.2, a jego podstawowe parametry, podawane przez producenta, przedstawiono w tabelicy 2.2. Szczegółowe informacje na temat amortyzatora LORD RD 1005-3 można znaleźć w dokumentacji producenta [LORD, 2003].



Rys. 2.2. Schemat struktury amortyzatora LORD RD 1005-3 (1 – tłok, 2 – tłoczysko, 3 – cewka, 4 – szczelina, 5 – ciecz magnetoreologiczna, 6 – przewody doprowadzające, 7 – obudowa, 8 – akumulator gazowy) [ZALEWSKI & BAJKOWSKI, 2008]

Tablica 2.2. Podstawowe dane amortyzatora LORD RD 1005-3 [LORD, 2003]

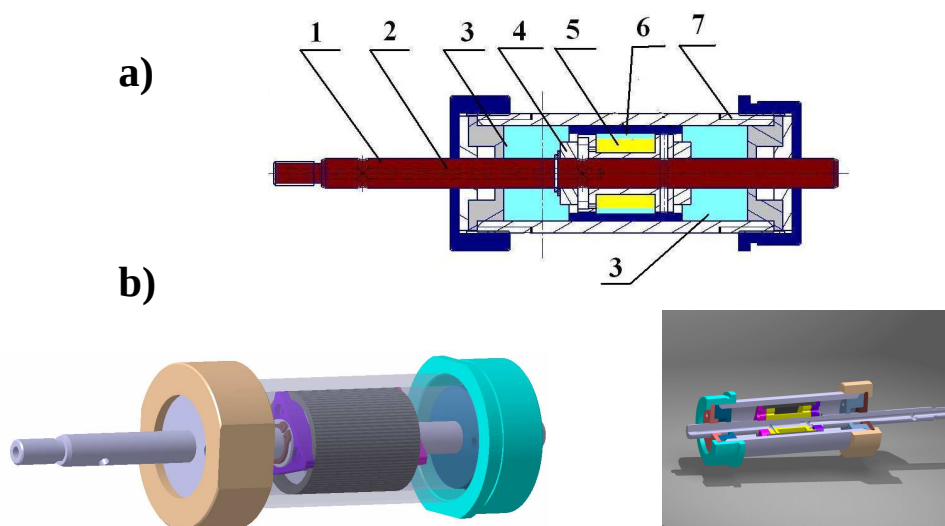
Cecha	Wartość
Siła tłumienia:	
dla $V=0,05$ m/s oraz $I=1$ A	>2224 [N]
dla $V=0,2$ m/s oraz $I=0$ A	<667 [N]
Żywotność	$2 \cdot 10^6$ cykli
Maksymalna temperatura pracy	71 [°C]
Czas reakcji	<25 [ms]
Długość maksymalna (tłok wysunięty)	$0,208$ [m]
Długość minimalna (tłok wsunięty)	$0,155$ [m]
Zasilanie cewki:	
natężenie prądu (wartość chwilowa)	max. 2 [A]
natężenie prądu (praca ciągła)	1 [A]
napięcie zasilania	12 [V]

2.2.3. Tłumik T-MR SiMR 132 DG

W programie badań, dużą uwagę poświęcono prototypowi tłumika T-MR SiMR 132 DG, który zaprojektowano i wykonano w Instytucie Podstaw Budowy Maszyn w Politechnice Warszawskiej. W prezentowanej pracy przeprowadzono jego kompleksowe badania.

Schemat budowy tłumika T-MR SiMR 132 DG przedstawiono na rys. 2.3a, natomiast na rys. 2.3b zobrazowano jego konstrukcję w programie CATIA.

W badawczej wersji opisywanego tłumika wykorzystane zostały trzy warianty konstrukcyjne głowicy tłoka. Wariant pierwszy, ze szczeliną o wysokości $h=5 \times 10^{-4}$ [m], drugi o wysokości $h=7 \times 10^{-4}$ [m] oraz wariant trzeci, w którym wysokość szczeliny wynosiła $h=10 \times 10^{-4}$ [m].



Rys. 2.3. (a) Schemat struktury tłumika T-MR SiMR 132 DG (1 – tłoczyisko, 2 – przewody doprowadzające, 3 – ciecz magnetoreologiczna, 4 – tłok, 5 – cewka, 6 – szczelina, 7 – obudowa); (b) wizualizacja tłumika T-MR SiMR 132 DG w programie CATIA

2.3. Teza pracy

Zdaniem autora dysertacji, skuteczne osiągnięcie sformułowanego powyżej celu pracy będzie w pełni możliwe, przy zaprezentowanym zakresie badań obiektów, przewidzianych do testów, a zgromadzony w rezultacie eksperymentów materiał, pozwoli na jednoznaczne udowodnienie tezy pracy, która brzmi następująco:

Istnieje możliwość zastosowania modeli konstytutywnych, obowiązujących dla metali i stopów do opisu właściwości i zachowania się cieczy MR podczas pracy tłumika; możliwy jest zapis tych praw, który uzależnia je nie tylko od parametru prędkości ale również od natężenia prądu i temperatury.

2.4. Metodyka badawcza

Autor przyjmuje, iż pomyślna realizacja zadań, które gwarantują osiągnięcie, sformułowanego powyżej celu pracy, a także pełne udowodnienie sformułowanej w rozdziale 2.3 jej tezy, powinno przebiegać zgodnie z zaproponowaną, następującą metodyką badawczą.

Obejmuje ona zadania, które dotyczą czterech grup problemowych:

- szczegółowe rozpoznanie literaturowe zagadnień, związanych z tematem pracy, sformułowanie tezy pracy oraz opis matematyczny i analiza właściwości zachowania się cieczy MR, gdy znajduje się ona w eksploatacyjnych warunkach pracy,
- badania urządzeń MR, mające na celu zaobserwowanie i określenie wybranych właściwości, wybranej do eksperymentów, cieczy magnetoreologicznej,
- przyjęcie modelu badanego urządzenia MR, identyfikację jego parametrów i cieczy MR, symulacje numeryczne,
- optymalizację wysokości szczeliny, z uwzględnieniem zachowania się cieczy MR w roboczej szczelinie.

Realizacja pierwszej z wymienionych grup zagadnień pozwala na sformułowanie tezy pracy oraz umożliwia przyjęcie szczegółowego planu pracy zapewniającego jej właściwe udowodnienie. W tym zakresie, zdecydowano się na szczegółową analizę literatury, związanej z właściwościami i zastosowaniem cieczy MR, w urządzeniach mechatronicznych, a także ocenę obecnie stosowanych modeli matematycznych do opisu własności i zachowania cieczy MR, podczas pracy w urządzeniu. Metodyka badań teoretycznych obejmowała także przegląd modeli lepkoplastycznych, stosowanych w opisie właściwości metali. Pozwoliło to na

zaplanowanie dalszych badań eksperymentalnych oraz wybranie modelu konstytutywnego, spośród ogólnie dostępnych dla metali i stopów, w zastosowaniu do opisu zachowania się tłumika z cieczą, w zmiennych warunkach pracy tłumika i amortyzatora.

Druga z wymienionych grup zadań jakie są niezbędne w realizacji pracy, to badania eksperymentalne. W tym zakresie przewidziane zostały badania amortyzatora LORD RD-1005-3 oraz prototypu tłumika T-MR SiMR 132 DG z cieczą magnetoreologiczną o oznaczeniu MRF 132 DG. Obejmują one następujące zadania:

- przeprowadzenie badań z jednym rodzajem cieczy magnetoreologicznej, tak aby można było odnieść się do tej samej cieczy pracującej w zmiennych warunkach: natężenia prądu płynącego w uzwojeniu solenoidu, wytwarzającego pole magnetyczne w szczelinie głowicy urządzenia, częstotliwości oscylacji tłoka, temperatury cieczy (urządzenia) oraz wysokości szczeliny, przez którą przemieszcza się badana ciecz MR,
- wykonanie eksperymentów, na podstawie których można wyznaczyć charakterystyki pracy omawianych urządzeń; w szczególności będą to charakterystyki siły tłumienia urządzenia w funkcji przemieszczenia tłoczyska, następnie naprężenia ścinającego cieczy w szczelinie głowicy, w funkcji odkształcenia postaciowego tej cieczy,
- wykonanie szczegółowej analizy wpływu zmiany temperatury cieczy, natężenia prądu oraz prędkości ścinania na lepkoplastyczne właściwości badanej cieczy,
- określenie wpływu wysokości szczeliny na wyniki badań eksperymentalnych, zadane parametry pracy oraz na wartości parametrów modelu lepkoplastycznego,

Kolejna grupa problemów dotyczy badań numerycznych. Szczegółowe zadania w tym zakresie obejmują:

- estymację parametrów modelu, niezbędnych do opracowania symulacji celem zweryfikowania zaproponowanego modelu matematycznego do opisu zachowania cieczy MR w szczelinie z danymi pochodzącymi, z przeprowadzonych badań eksperymentalnych,
- wyznaczenie wartości parametrów modelu, uwzględniających zmienne warunki pracy cieczy, w omawianych urządzeniach, takich jak zmiana wartości natężenia prądu płynącego w uzwojeniu cewki głowicy, zmiana wartości prędkości ścinania cieczy w szczelinie oraz zmiany wartości temperatury cieczy,

Ostatnia z grup zagadnień, które zostały wyszczególnione w metodyce badawczej, poświęcona jest procesowi optymalizacji urządzenia MR, w którym:

- jako przedmiot optymalizacji przyjęto odszukanie optymalnej wysokości szczeliny w głowicy, przez którą przepływa ciecz magnetoreologiczna,
- przeprowadzono obliczenia, które pozwolą na wskazanie najlepszej wartości wysokości szczeliny.

Kierując się wytycznymi, zawartymi w zaprezentowanej powyżej metodyce badawczej, autor przyjął, iż udowodnienie tezy oraz pełne osiągnięcie celu pracy może być zrealizowane w strukturze pracy, która składać się będzie z dziewięciu, przedstawionych poniżej, rozdziałów.

Rozdział pierwszy przedstawia wprowadzenie do pracy, w którym autor krótko przedstawia ciecze magnetoreologiczne, jej zastosowania oraz nowe podejście w opisie zachowania cieczy w tłumiku.

Rozdział drugi stanowi cel i zakres pracy, przedmiot badań, tezę pracy oraz metodykę badawczą.

Rozdział trzeci to studium aktualnej literatury dotyczącej cieczy magnetoreologicznej oraz modeli reologicznych materiałów, zakończone podsumowaniem.

Rozdział czwarty przedstawia stanowisko badawcze oraz realizację badań eksperymentalnych.

W rozdziale piątym dokonano analizy właściwości cieczy MR na podstawie badań eksperymentalnych.

Rozdział szósty ukazuje metodykę identyfikacji parametrów modeli lepkoplastycznych prawa Bodnera-Partoma oraz prawa Perzyny.

W rozdziale siódmym przedstawiono wyniki symulacji numerycznej zaproponowanych modeli lepkoplastycznych, porównane z danymi eksperymentalnymi.

Rozdział ósmy skupia się na optymalizacji wysokości szczeliny głowicy badanego urządzenia MR.

Rozdział dziewiąty jest podsumowaniem pracy.

3. Studium aktualnej literatury dotyczącej tematu rozprawy

3.1. Charakterystyka cieczy magnetoreologicznych i ich zastosowań

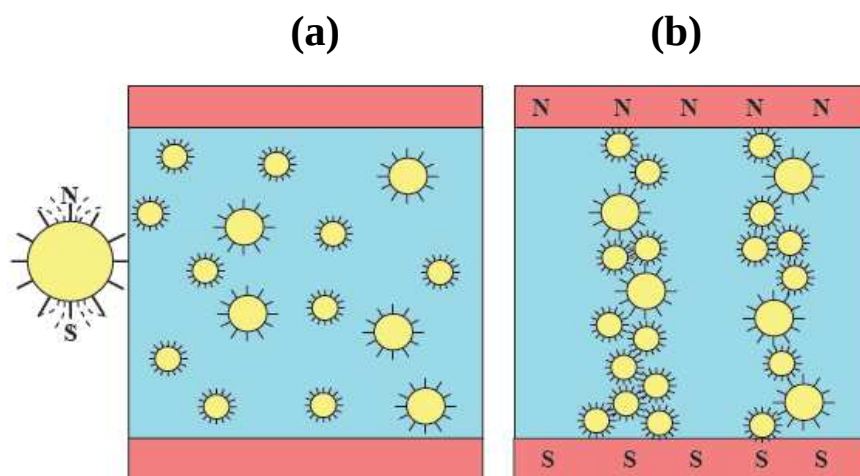
Ciecze magnetoreologiczne obok cieczy ferromagnetycznych czy elektoreologicznych należą do nieniutonowskich płynów reostabilnych, które charakteryzują się granicą płynięcia [HAAKE, 1998], [KEMBŁOWSKI, 1973]. Płyny magnetyczne, ferromagnetyczne oraz elektoreologiczne są koloidalną zawiesiną mikroskopijnych ciał stałych w cieczy nośnej, a ich główną cechą jest szybkie grupowanie się drobin, w zwartą sieć pod wpływem bodźca zewnętrznego [CARLSON & WEISS, 1994].

Ciecze magnetoreologiczne (MR) zbudowane są z ferromagnetycznych cząstek materiału magnetycznego o średnicy kilku mikrometrów (od 0,5 do 0,8 [μm]) oraz cieczy nośnej o małej lepkości, rzędu 0,2÷0,3 [Pa·s] [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999], [SAPIŃSKI, 2006]. Ferromagnetyczne cząstki cieczy MR są dodatkowo pokryte specjalną powłoką zwiększającą ich podatność magnetyczną oraz redukującą ich tendencję do tworzenia skupisk. W mniejszej ilości dodawane są również inne substancje, m.in. zapobiegające korozji i sedymentacji cząstek.

Pod wpływem pola magnetycznego następuje zmiana własności fizycznych płynu MR i jak głosi jedna z powszechnie akceptowanych hipotez, jego cząsteczki wzajemnie przyciągają się i łączą w łańcuchy wzdłuż linii sił pola magnetycznego. W ciągu kilku milisekund następuje przyrost lepkości pozornej oraz występuje graniczna wartość naprężenia, poniżej którego materiał zachowuje się sprężyste. Jest to proces odwracalny. Po zaniku zewnętrznego pola magnetycznego ciecz wraca do stanu wyjściowego. Zmiany pod wpływem pola następują w czasie poniżej 10 milisekund.

Ciecze magnetoreologiczne zachowują swe właściwości w zakresie temperatur $-40 \div 150$ [$^{\circ}\text{C}$], zaś granica plastyczności dla tych cieczy zawiera się w przedziale 50÷100 [kPa] [CARLSON & WEISS, 1994].

Na rys. 3.1 przedstawiono schematyczne zachowanie się ferromagnetycznych cząstek w cieczy magnetoreologicznej bez obecności pola magnetycznego (a) oraz pod wpływem działania pola magnetycznego (b).



Rys. 3.1. Zachowanie magnetycznych cząstek w cieczy magnetoreologicznej: (a) – bez pola magnetycznego; (b) – pod wpływem pola magnetycznego [MILECKI]

Analizie właściwości cieczy magnetoreologicznych została poświęcona rozprawa doktorska Sevala Genca [GENC, 2002] oraz praca Fernando D. Goncalvesa [GONCALVES, 2005]. Więcej informacji na temat właściwości cieczy MR można również odszukać w pracach: [CARLSON, 2001], [CARLSON & WEISS, 1994], [CARLSON & JOLLY, 2000], [GINDER & DAVIS, 1994], [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999], [RABINOW, 1948, 1951], [BOSSIS et al., 2002].

Jak przedstawiono we wstępie pracy, ciecze magnetoreologiczne są stosowane przede wszystkim w semi- aktywnym tłumieniu drgań. Wykorzystuje się je m.in. w: tłumikach oraz amortyzatorach [CARLSON, 1999], [GONCALVES, 2005], [GRIFFIN & WU, 1998], [LIU & FUCHS, 2002], [LEE et al., 1999], [MILECKI, 2004], [PARK & JEON, 2002], [SHEN et al., 2005]. Tłumiki i amortyzatory MR stosowane są np. w zabezpieczeniach przed drganiami, w eksploatacji budynków i mostów [DYKE et al., 1996], [SPENCER et al., 1997], [DYKE et al., 1998], [GORDANINEJAD et al., 2002], [HIEMENZ & WERELEY, 1999], [NYAWAKO & REYNOLDS, 2007], [XU & ZHOU, 2007], [WEBER et al., 2005], [FUJITANI et al., 2001], a także w tłumieniu drgań przewodów wysokiego napięcia [SAPIŃSKI & SNAMINA, 2007], [SAPIŃSKI et al., 2006], [WU, 2006]. Tłumiki MR stosuje się również w procesie tłumienia drgań zawiesz w samochodach [JORGE et al., 2005], [LEE et al., 2009], [SASSI, 2005], [ABU-EIN et al., 2010], w fotelach kierowców dużych ciężarówek, aby zredukować szkodliwe wibracje, jakie przenoszone są na organizm ludzki [KOŁEK & ROSÓŁ, 2007],

[ZHAO & YANG, 2008], a także w budowie pralek [SPELTA et al., 2009] i wielu innych urządzeniach.

Ciecze MR wykorzystuje się również w produkcji kompozytów magnetoreologicznych [LEWANDOWSKI, 2005], [KALETA et al., 2007], [KALETA & LEWANDOWSKI, 2007], [KALETA et al., 2006], [WANG & GORDANINEJAD, 2009], w konstrukcji sprzęgieł [KIKUCHI et al., 2009], [KIKUCHI et al., 2010], [YANG & SHEN, 2009] oraz w budowie hamulców [PARK et al., 2008], [DEMERSSEMAN, 2009], robotów [YOON et al., 2003], w napędach CD oraz DVD [SZELĄG et al., 2000], w działaniach medycznych, np. urządzeniach do rehabilitacji [CARLSON et al., 2001], [AVRAAM, 2009] lub metodach *in-vitro* [FLORES & LIU, 2002], w poligrafii [MUC & BARSKI, 2007], w zawieszeniu samolotów i helikopterów [MIKUŁOWSKI & HOLNICKI-SZULC, 2003], [BAJKOWSKI et al., 2005], [HU & WERELEY, 2008], w konstrukcji karabinów [BAJKOWSKI M., 2006], [POYNOR, 2001].

Więcej informacji na temat zastosowania cieczy magnetoreologicznej można odszukać w pracach: [KLINGENBERG, 2001], [KROMULSKI & KAŻMIERCZAK, 2006], [UNSAI et al., 2006], [JOLLY et al., 1996], [JOLLY et al., 1999], [MUHAMMAD et al., 2006], [ŚWITOŃSKI et al., 2007], [YAO et al., 2008], [DAS et al., 2008], [LI et al., 2002].

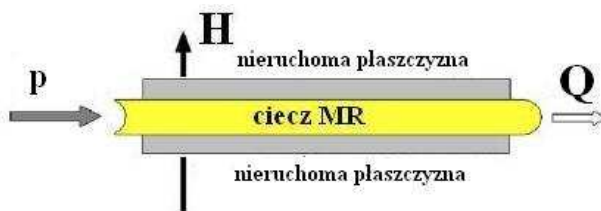
3.2. Podstawowe schematy pracy cieczy MR

Ze względu na sposób przemieszczania się cieczy względem wektora pola magnetycznego, dokonano podziału na trzy podstawowe konfiguracje konstrukcyjne, ilustrujące schematy pracy cieczy MR w urządzeniach, w których te ciecze są podstawą ich działania. Są to: schemat przepływowy, ścinania oraz ściskania [BUTZ & STRYK, 2002], [CARLSON & JOLLY, 2000], [DUDZIAK, 2009], [LEWANDOWSKI, 2005], [MILECKI et al., 2003], [OLABI & GRUNWALD, 2007]. Poniżej przedstawiono ich krótkie charakterystyki.

3.2.1. Schemat przepływowy (zaworowy)

W schemacie zaworowym (rys. 3.2) [JEON et al., 1999], [MILECKI, 2001], [YANG et al., 2002], [WANG et al., 2005] przyjmuje się, że pod wpływem ciśnienia p ciecz porusza się pomiędzy wzajemnie nieruchomymi płaszczyznami, które tworzą szczelinę o wysokości h . Wektor pola magnetycznego H skierowany jest prostopadle do osi szczeliny, a natężenie przepływu Q zależy, m.in. od ciśnienia p , wymiarów szczeliny, natężenia pola H oraz od

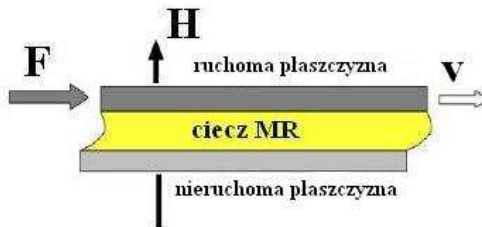
lepkości cieczy. Model ten wykorzystywany jest do analizy zjawisk zachodzących w tłumikach i amortyzatorach.



Rys. 3.2. Schemat przepływowy [OLABI & GRUNWALD, 2007]

3.2.2. Schemat ścinania (sprzęgłowy)

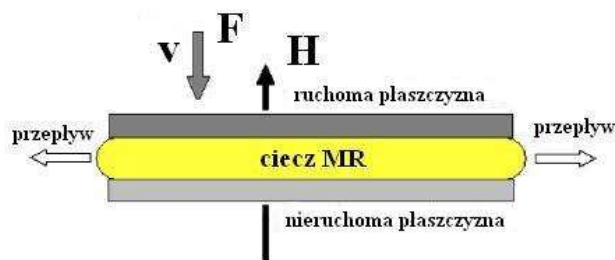
Schemat ścinania [CARLSON, 1999], [CARLSON & WEISS, 1994], [DYKE et al., 1998] zwany również modelem sprzęgłowym (rys. 3.3) charakteryzuje się tym, że ciecz znajduje się pomiędzy dwiema, równoległymi względem siebie płaszczyznami, z których jedna przemieszcza się z prędkością v . Jak w modelu poprzednim, przyjmuje się, że linie pola magnetycznego H skierowane są prostopadłe do ruchomej płaszczyzny. Siła F , potrzebna do przemieszczenia modelowej płaszczyzny, zależy od wartości natężenia pola magnetycznego H , lepkości cieczy, wymiarów szczeliny oraz prędkości powierzchni v . Ten model wykorzystywany jest przede wszystkim, w analizie sprzęgieł i hamulców MR.



Rys. 3.3. Schemat ścinania [OLABI & GRUNWALD, 2007]

3.2.3. Schemat ściskania

W schemacie ściskania [BASHTOVOI et al., 2002], [KHUSID et al., 1997], [MAZLAN et al., 2007], [SPROSTON et al., 1994] przyjmuje się, że ciecz znajduje się w szczelinie pomiędzy dwiema płaszczyznami, które mogą się do siebie zbliżać lub oddalać. Ruchy płaszczyzn powodują ściskanie cieczy MR. Ze względu na ciągłą zmianę odległości pomiędzy płaszczyznami modelu, która powoduje ciągłą zmianę wielkości szczeliny i tym samym zmianę wartości natężenia pola magnetycznego H , sterowanie parametrami tego modelu jest znacznie bardziej złożone, w porównaniu z przypadkami rozważanymi bezpośrednio powyżej. W rozpatrywanym modelu, wektory siły F i prędkości v są równoległe do linii pola magnetycznego H . Prezentowany model (rys. 3.4) wykorzystywany jest do opisu właściwości m.in. tłumików drgań, które charakteryzują się małymi wartościami amplitud.

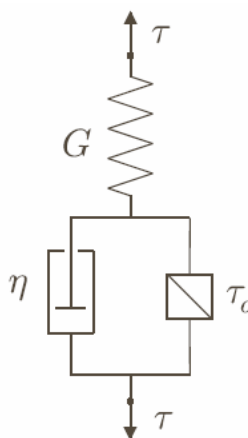


Rys. 3.4. Schemat ściskania [OLABI & GRUNWALD, 2007]

3.3. Modele reologiczne cieczy i urządzeń magnetoreologicznych

3.3.1. Model Binghama

Model ten, w swej podstawowej formie, opisuje cechy ciała sprężysto-lepkoplastycznego [BINGHAM, 1922], łącząc cechy ciał stałych sprężystych i cieczy. Składa się on z trzech elementów: do układu zbudowanego z równolegle połączonych elementów St. Venanta (ciało doskonale plastyczne) i Newtona (płyn doskonale lepki) dołączony jest szeregowo element Hooke'a (ciało doskonale sprężyste) (rys. 3.5). Model Binghama stosuje się m.in. do opisu właściwości cieczy magnetoreologicznej i jest najczęściej spotykanym modelem w literaturze (np. [SPENCER et al., 1997a], [BOSTAN & PATRICK, 2006]).



Rys. 3.5. Model reologiczny ciała Binghama [BINGHAM, 1922]

Przy małych wartościach naprężeń stycznych, model ten stosuje się do opisu ciał sprężystych, przy wartościach dużych, do opisu cieczy. Dzieje się tak dlatego, że poniżej granicznej wartości granicy plastyczności τ_0 (zależnej od wartości zewnętrznego pola magnetycznego o indukcji B) odkształcać się będzie sprężyna (równanie (3.1)), a dopiero po przekroczeniu granicy plastyczności τ_0 , ciało zacznie płynąć (równanie (3.2)).

Równania tego modelu zapisuje się następująco [SKRZYPEK, 1986], [SPENCER et al., 1997a]:

$$\tau = G\gamma \quad \text{dla} \quad \tau < \tau_0, \quad (3.1)$$

$$\tau = \eta\dot{\gamma} + \tau_0 \quad \text{dla} \quad \tau \geq \tau_0, \quad (3.2)$$

gdzie oznaczono: G - moduł Kirchhoffa, τ - napężenie styczne, τ_0 - granica plastyczności, η - lepkość, γ - odkształcenie postaciowe, $\dot{\gamma}$ - prędkość ścinania.

Prawo to stosuje się dla prędkości odkształcenia powyżej wartości $10[s^{-1}]$. Model ten z powodzeniem wykorzystywany jest do projektowania urządzeń z cieczami MR, ze względu na bardzo prosty zapis.

Przeglądając literaturę, np. [BOSTAN & PATRICK, 2006], [GONCALVES et al., 2006], [HONG et al., 2007], [KAMATH & WERELEY, 1997], [LIU et al., 2003], [OLABI & GRUNWALD, 2007], [SHAMES & COZZARELLI, 1992], [YANG et al., 2002], dostrzegamy łatwość adaptacji prawa do opisu zachowania się tłumików lub amortyzatorów. Najprostszym przykładem jest tu dwuczłonowy, lepkoplastyczny model Bingham. Składa się on z równolegle połączonego tłumika tarcowego i tłumika wiskotycznego (rys. 3.6a). W przedstawionym modelu odkształcenie następuje, gdy przyłożona siła F jest większa od siły symulowanej przez element reprezentujący siłę tarcia f_s [RABINOW, 1948]:

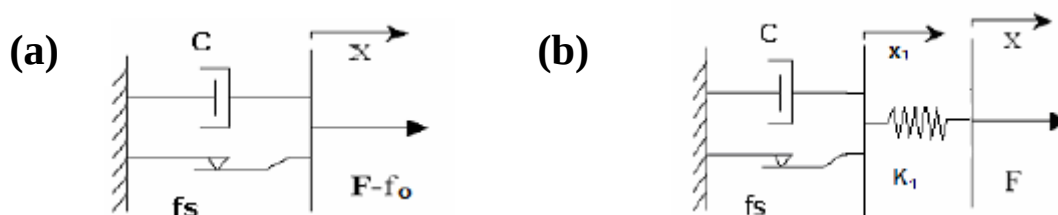
$$F = f_s \operatorname{sgn}(\dot{x}) + c\dot{x}. \quad (3.3)$$

Parametr c reprezentuje właściwości lepkie.

Właściwości cieczy MR, opisywane przy wykorzystaniu trójczłonowego, sprężysto-lepkoplastycznego modelu Bingham, który w odniesieniu do omawianego rodzaju cieczy, w postaci pokazanej na rys. 3.6b. (patrz także rys. 3.5), opisują równania [SPENCER et al., 1997a]:

$$F = cx_1 + f_s \operatorname{sgn}(\dot{x}_1), \quad |F| > f_s, \quad (3.4)$$

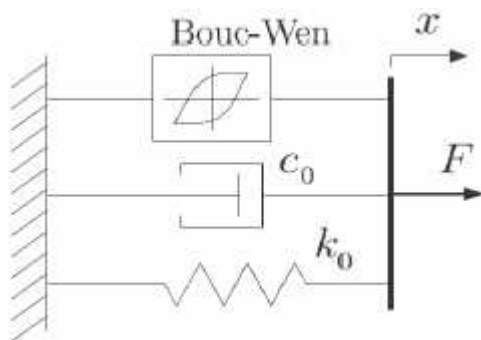
$$F = k_1(x - x_1), \quad |F| \leq f_s. \quad (3.5)$$



Rys. 3.6. (a) Model strukturalny Bingham lepkoplastyczny; (b) sprężysto-lepkoplastyczny [SPENCER et al., 1996]

3.3.2. Model Bouc-Wena

Czytając literaturę dotyczącą analizowanego tematu, można dostrzec, że obok prawa Binghama, jednym z najpopularniejszych modeli, stosowanym do opisu tłumika lub amortyzatora z cieczą magnetoreologiczną, jest model Bouc-Wena. Został on opisany m.in. w pracach [BOUC, 1971], [WEN & ASCE, 1976], [SAIN et al., 1998], [KWOK, 2007], [DOMINGUEZ et al., 2004], [DOMINGUEZ et al., 2008], [SPENCER, 1997], [WANG & LIAO, 2005], [BOADA et al., 2008], [GOMIS & BELLMUNT, 2007]. Model ten w porównaniu do modelu Binghama zawiera w sobie większą liczbę parametrów oraz lepiej odwzorowuje charakterystykę tłumienia amortyzatora. Prawo Bouc-Wena ma szerokie zastosowanie w procesach ściskania i rozciągania, tam gdzie występuje histereza. Schemat modelu przedstawiono na rys. 3.7.



Rys. 3.7. Schemat modelu Bouc-Wena [BOUC, 1971]

Siłę oporu generowaną przez amortyzator można zapisać w postaci równania:

$$F = c_0 \dot{x} + k_0 (x - x_0) + \alpha z. \quad (3.6)$$

Zmienna z odpowiedzialna za pętlę histerezy, jest opisana następująco:

$$\dot{z} = -\gamma z |\dot{x}| |z|^{n-1} - \beta \dot{x} |z|^n + \delta \dot{x}, \quad (3.7)$$

gdzie oznaczono: γ, β, δ, n - współczynniki kształtu charakterystyki, α - parametr reprezentujący siłę tłumienia, x_0 - parametr opisujący warunki początkowe przemieszczenia, c_0 - współczynnik tłumienia, k_0 - parametr reprezentujący sztywność sprężyny.

Autorzy prac [GAO & YANG, 2006], [CAN et al., 2010], [BITARAF & BARROSO, 2009] oraz [RAMALLO et al., 2004] proponują zmodyfikowaną wersję modelu Bouc-Wena, rezygnując w modelu ze sprężyny o sztywności k_0 .

W literaturze [SONG & KIUREGHAIN, 2006] przedstawiono modyfikację parametrów do opisu niesymetrycznych pętli histerezy.

Szczegółowy opis modelu Bouc-Wena znajduje się m.in. w opracowaniu [ERLICHER et al., 2008].

3.3.3. Model Gamota-Filisko

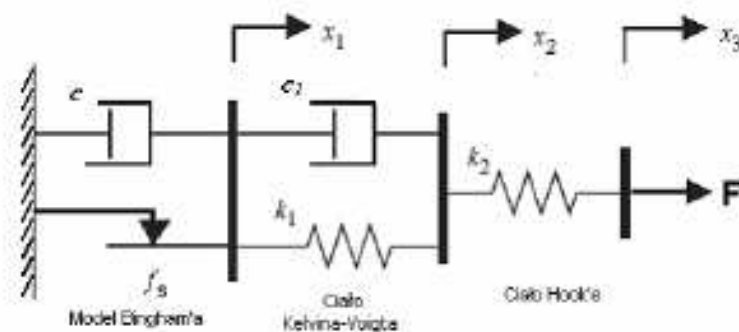
Zaproponowany w 1991 roku model Gamota-Filisko [GAMOTA & FILISCO, 1991] składa się z trzech połączonych szeregowo układów: modelu Binghama, ciała Kelvina-Voighta i ciała Hook'a (rys. 3.8.). Szeregową budowę pozwala na modyfikację modelu, który może zostać wykorzystany do opisu zachowania amortyzatora lub tłumika z cieczą MR. Model ten charakteryzuje się prostą budową wewnętrzną i zawiera niewielką liczbę parametrów do estymacji.

Równanie modelu konstytutywnego w jego podstawowej formie jest następujące:

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) = c\dot{x}_1 + f_s \operatorname{sgn}(\dot{x}_1) = k_2(x_2 - x_1), \quad \text{gdy } |F| > f_s, \quad (3.8)$$

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1\dot{x}_2 = k_2(x_3 - x_2), \quad \text{gdy } |F| \leq f_s, \quad (3.9)$$

gdzie oznaczono: c jako parametr reprezentujący tłumienie w modelu Binghama, f_s siłę tarcia w modelu Binghama, k_1 - parametr określający sztywność w ciele Kelvina-Voigt'a, c_1 - parametr określający tłumienie w ciele Kelvina – Voigt'a, k_2 - parametr określający sztywność w ciele Hook'a.



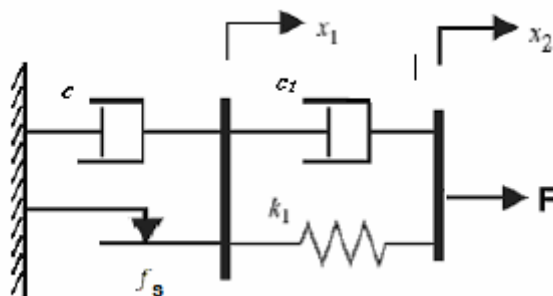
Rys. 3.8. Schemat modelu Gamota-Filisko [GAMOTA & FILISCO, 1991]

3.3.4. Pierwsza modyfikacja modelu Gamota – Filisko

Podstawowy model Gamota – Filisko można poddać uproszczeniu poprzez usunięcie ciała Hook'a, co wiąże się z usunięciem elementu sprężystego k_2 . W ten sposób powstaje prostszy model składający się tylko z modelu Binghama i ciała Kelvina – Voigt'a (rys. 3.9). Równanie konstytutywne przyjmie wówczas postać [MAKOWSKI et al., 2006]:

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) = c\dot{x}_1 + f_s \operatorname{sgn}(\dot{x}_1), \quad \text{gdy } |F| > f_s, \quad (3.10)$$

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1\dot{x}_2, \quad \text{gdy } |F| \leq f_s. \quad (3.11)$$



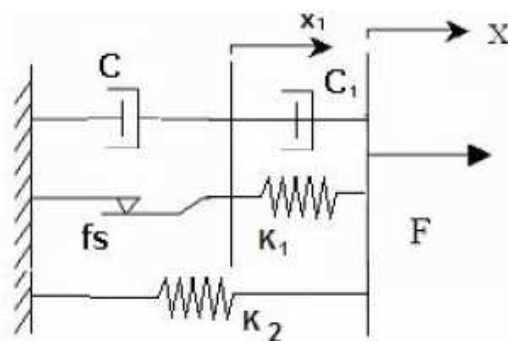
Rys. 3.9. Zmodyfikowany model Gamota-Filisko [MAKOWSKI et al., 2006]

3.3.5. Druga modyfikacja modelu Gamota – Filisko

W modelu podstawowym Gamota – Filisko można przenieść ciało Hook’a równolegle do modelu Binghama i ciała Kelvina – Voigt’a. Powstanie wówczas model połączonych szeregowo dwóch układów. Układy te są połączone ze sobą dodatkową sprężyną k_2 (rys. 3.10). Równanie konstytutywne przyjmie wówczas postać [GRZESIKIEWICZ et al., 1999], [GRZESIKIEWICZ et al., 2001a, 2001b]:

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) + k_2x_2 = c\dot{x}_1 + f_s \operatorname{sgn}(\dot{x}_1), \quad \text{gdy } |F| > f_s, \quad (3.12)$$

$$F = k_1(x_2 - x_1) + c_1\dot{x}_2 + k_2x_2, \quad \text{gdy } |F| \leq f_s. \quad (3.13)$$



Rys. 3.10. Zmodyfikowany przez Grzesikiewicza model Gamota-Filisko [GRZESIKIEWICZ et al., 1999]

3.3.6. Model Li

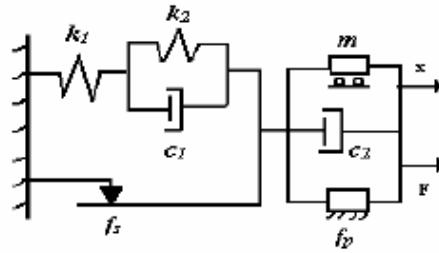
Model Li [LI et al., 2000, 2002a] możemy podzielić zasadniczo na dwa człony połączone szeregowo (rys. 3.11). Pierwszy człon składa się z modelu Kelvina – Voigt’a (sprężyny k_2 oraz tłumika wiskotycznego c_1), połączonego szeregowo z ciałem sprężystym Hooke’a k_1 oraz równolegle z elementem reprezentującym siłę tarcia spoczynkowego f_s . Dla tego członu można zapisać całkowitą siłę tłumiącą F jako sumę tarcia statycznego f_s oraz siłę lepkościową f_{vc} :

$$F = f_s + f_{vc} \quad (3.14)$$

$$\dot{f}_{vc} + \frac{k_1 + k_2}{c_1} f_{vc} = \frac{k_1 + k_2}{c_1} x + k_2 \dot{x}, \quad \text{gdy } |F| \leq f_c. \quad (3.15)$$

Drugi człon modelu składa się z tłumika wiskotycznego c_2 , połączonego równolegle z ciałem o masie m oraz połączonego z siłą f_p . Ciało o masie m reprezentuje siły bezwładności, a siła f_p traktowana jest jako granica plastyczności.

$$F = f_p \operatorname{sgn}(\dot{x}) + c_2 \dot{x} + m\ddot{x}, \quad \text{gdy } |F| > f_c. \quad (3.16)$$



Rys. 3.11. Schemat modelu Li [LI et al., 2000, 2002]

3.3.7. Model Spencera

W 1997 zespół w składzie: Spencer, Dyke, Sain i Carlson zaproponował połączenie modelu Bouc-Wena z elementami odwzorowującymi tłumienie wiskotyczne oraz sprężystość. Model ten często nazywa się fenomenologicznym modelem Spencera [SPENCER, 1996], [SPENCER et al., 1998], [DYKE et al., 1996], [YANG, 2001]. Na rys. 3.12 przedstawiono schemat tego modelu.

W tym modelu siłę tłumienia można opisać wzorem:

$$F = \alpha z + c_0 (\dot{x} - \dot{y}) + k_0 (x - y) + k_1 (x - x_0). \quad (3.17)$$

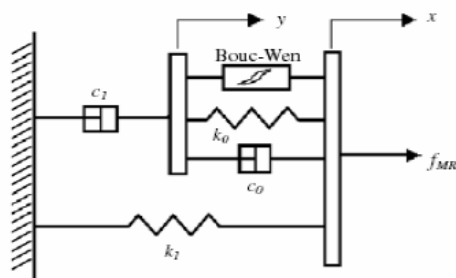
Przemieszczenia x oraz y określa się następująco:

$$\dot{z} = -\gamma |\dot{x} - \dot{y}| |z|^{n-1} - \beta (\dot{x} - \dot{y}) |z|^n + A (\dot{x} - \dot{y}), \quad (3.18)$$

$$\dot{y} = \frac{1}{(c_0 + c_1)} [\alpha z + c_0 \dot{x} + k_0 (x - y)]. \quad (3.19)$$

Wówczas siłę tłumienia można przedstawić w postaci:

$$F = c_1 \dot{y} + k_1 (x - x_0). \quad (3.20)$$



Rys. 3.12. Schemat modelu Spencera [SPENCER et al., 1997a]

Istnieje również inercyjna odmiana modelu Spencera. Zawarty model masowy symuluje ciężar i masę cieczy magnetoreologicznej, w wyniku czego, opis modelu urządzenia jest bardziej realistyczny.

3.3.8. Model Crossa

To czego w modelu Bingham nie można uzyskać, tzn. zanikania granicy plastyczności przy małych wartościach prędkości ścinania, odwzorował w swoim modelu Cross [CLARACQ et al., 2004], [LEWANDOWSKI, 2005]. Zaproponowany dla niewielkich prędkości odkształcenia, model został przedstawiony w następujący sposób:

$$\tau = \left[\eta_{\infty} + \frac{\eta_0 - \eta_{\infty}}{1 + \lambda \dot{\gamma}} \right] \dot{\gamma}, \quad (3.21)$$

gdzie oznaczono: η_0 - lepkość dla małych prędkości ścinania, η_{∞} - lepkość dla dużych prędkości ścinania, $\dot{\gamma}$ - prędkość ścinania, λ - stała czasowa.

3.3.9. Modele Herschela-Bulkleya i Cassona

Modele Herschela-Bulkleya i Cassona są prostymi modelami opisującymi właściwości reologiczne nieliniowych płynów lepkoplastycznych. Modele te uwzględniają szereg nienutonowskich właściwości. Ilustrują one zmiany kształtu funkcji naprężenia w zależności od prędkości ścinania.

Równanie modelu Herschela-Bulkley ma postać [MITSOULIS et al., 1993], [CARREAU et al., 1997], [WANG & GORDANINEJAD, 1999], [WANG & GORDANIENJAD, 2001], [JABBARI & BOBROW, 2002] :

$$\tau = \tau_0 + C \dot{\gamma}^p, \quad (3.22)$$

gdzie p oznacza dodatni współczynnik, a C nazywane jest parametrem konsystencji, podobnym do parametru lepkości.

Równanie Cassona jest popularnym modelem stosowanym do opisu zachowania się krwi w szerokim zakresie stężenia czerwonych krwinek i szybkości ścinania. Ze względu na

analogię cieczy MR do krwi, model ten stosowany jest też do opisu cieczy magnetoreologicznej.

Wzór opisujący model Cassona przedstawia się następująco [CARREAU et al., 1997], [LEWANDOWSKI, 2005]:

$$\tau^{\frac{1}{2}} = \tau_0^{\frac{1}{2}} + (\eta\dot{\gamma})^{\frac{1}{2}}. \quad (3.23)$$

Niekiedy model Cassona (3.23) z wykładnikiem potęgi $\frac{1}{2}$, nie opisuje zadowalająco doświadczalnych krzywych płynięcia. Jeśli wykładnik przyjmuje inną wartość liczbowa, otrzymujemy lepsze rezultaty i wówczas otrzymujemy bardziej ogólny model Cassona (3.24), z dodatkowym bezwymiarowym parametrem n :

$$\tau^{\frac{1}{n}} = \tau_0^{\frac{1}{n}} + (\eta\dot{\gamma})^{\frac{1}{n}} \quad (3.24)$$

3.3.10. Model McKinleya

Bazując na cieczach newtonowskich, autorzy pracy [DESHMUKH & MCKINLEY, 2004] zaproponowali nieliniowy, sprężysto-lepkoplastyczny model opisu właściwości cieczy, dla cyklicznych odkształceń ścinających o dużych amplitudach. Równanie opisujące właściwości cieczy przedstawia się następująco:

$$\dot{\gamma} = \frac{1}{t_1 G} [\tau - G\Delta(t)], \quad (3.25)$$

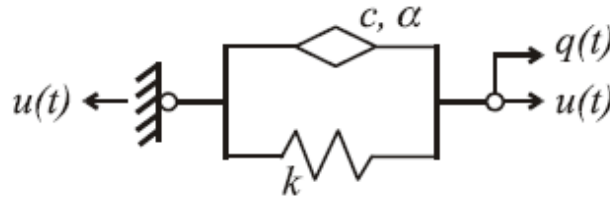
gdzie oznaczono: t_1 - czas relaksacji, G - moduł Kirchoffa, τ - naprężenia ścinające.

Parametr wewnętrzny $\Delta(t)$, wg autorów pracy [DESHMUKH & MCKINLEY, 2004], może zostać wyznaczony, w procesie analizy kinetyki procesu, a jego równanie ewolucji wygląda następująco:

$$\dot{\Delta} = \dot{\gamma} \left[1 - \frac{G\tau}{\tau_0^2} \Delta(t) \right]. \quad (3.26)$$

3.3.11. Ułamkowe modele reologiczne

Stosunkowo niedawno do opisu właściwości tłumików lub materiałów lepkosprężystych zaczęto używać, tzw. ułamkowych modeli reologicznych oraz ułamkowego rachunku różniczkowego (rys. 3.13). Zaletą tych modeli jest opis dynamiczny zachowania amortyzatora tylko jednym równaniem z małą liczbą parametrów.



Rys. 3.13. Ułamkowy model reologiczny [LEWANDOWSKI & CHORAŻYCZEWSKI, 2008]

Zachowanie modelu pokazanego na rys. 3.13 opisuje równanie:

$$u(t) = kq(t) + k\tau^\alpha D_t^\alpha q(t), \quad (3.27)$$

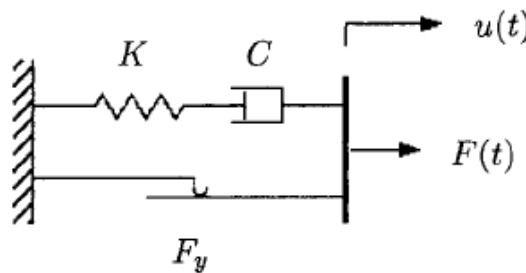
gdzie oznaczono: $\tau^\alpha = c/k$, a symbole k i c oznaczają odpowiednio współczynnik sztywności i współczynnik tłumienia. Symbol $D_t^\alpha q(t)$ jest pochodną ułamkową rzędu α ze względu na czas t , natomiast $q(t)$ stosowane jest do opisu względnego przemieszczenia tłumika. Szersze informacje dotyczące tych modeli znajdują się w pracach: [GUPTA et al., 1996] oraz [LEWANDOWSKI & CHORAŻYCZEWSKI, 2008].

3.3.12. Model BingMax

Model BingMax bazuje na równoległym połączeniu elementu Maxwella z coulombowską siłą tarcia, tak jak to pokazano na rys. 3.14. Siła $F(t)$ jest zapisana za pomocą równania:

$$F(t) = k \int_0^t \exp\left(-\frac{t-\tau}{\lambda}\right) \dot{u}(\tau) d\tau + F_y \operatorname{sgn}[\dot{u}(t)], \quad (3.28)$$

gdzie: $\lambda = c/k$ jest ilorazem stałej tłumienia c oraz sztywności sprężyny k ; F_y oznacza stałą siłę tarcia. Ten model został dobrze przeanalizowany w pracy [BURTON, 1996], [BUTZ & VON STRYK, 2002].



Rys. 3.14. Schemat modelu BingMax [BUTZ & VON STRYK, 2002]

3.4. Modele konstytutywne opisujące właściwości metali

3.4.1. Wprowadzenie

Bezpośrednio poniżej, autor pracy dokonał wyboru oraz krótko scharakteryzował jedno z najpopularniejszych praw lepkopastycznych typowych dla metali i ich stopów. Dokonując omówienia tych modeli, autor kierował się prawami, o stosunkowo małej liczbie parametrów oraz dostępności metodyki ich identyfikacji. Przedstawiono prawa zawierające funkcje wzmocnień materiałowych oraz te prawa, które uwzględniają w swoim opisie wpływ temperatury.

3.4.2. Prawo Bodnera-Partoma

Prawo Bodnera-Partoma jest pierwszym, przedstawionym tu prawem charakterystycznym dla metali. Równania, które przedstawił Bodner i Partom pozwalają opisać lepkoplastyczne zachowanie rozpatrywanego materiału, bez odwoływania się do definicji powierzchni plastycznego płynięcia. Jego ogólną postać przedstawia się równaniem [BODNER, 1987]:

$$\dot{\epsilon}^{ij} = \frac{3}{2} \dot{\rho} \frac{\sigma^{ij}}{J(\sigma^{rs})}, \quad (3.29)$$

W literaturze można znaleźć dwie formy akumulowanej prędkości odkształcenia plastycznego. Pierwsza, zwana tutaj typem A [BODNER & PARTOM, 1972, 1975] przybiera postać:

$$\dot{\rho} = \frac{2}{\sqrt{3}} D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{Z}{J(\sigma^{rs})} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right]. \quad (3.30)$$

Druga, typ B [CHAN et al., 1986]:

$$\dot{\rho} = \frac{2}{\sqrt{3}} D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{Z}{J(\sigma^{rs})} \right)^{2n} \right], \quad (3.31)$$

W obu przypadkach Z jest funkcją wzmocnienia:

$$Z = R + D. \quad (3.32)$$

R we wzorze (3.32) oznacza wzmocnienie izotropowe i wyznaczone jest z zależności:

$$R = R_1 [1 - \exp(-m_1 W^I)] + R_0 \exp(-m_1 W^I), \quad (3.33)$$

$$R(t=0) = R_0. \quad (3.34)$$

Wzmocnienie kinematyczne D ma postać:

$$D = \sqrt{\frac{2}{3}} X \operatorname{sgn}(\sigma), \quad (3.35)$$

gdzie

$$X = \sqrt{\frac{2}{3}} D_1 \operatorname{sgn}(\sigma) \left[1 - \exp(-m_2 W^I) \right]. \quad (3.36)$$

oraz

$$\dot{W}^I = \sigma \dot{\epsilon}^I. \quad (3.37)$$

Stałe materiałowe we wzorach (3.31), (3.33), (3.34), (3.36) oznaczają [BODNER, 1987]:

D_0 – graniczną wartość prędkości odkształcenia plastycznego,

R_0 – początkowa wartość wzmocnienia izotropowego R ,

R_1 – wartość saturacji R ,

m_1, m_2 – prędkości wzmocnienia,

n – parametr lepkości.

Dobór odpowiedniej wartości współczynnika D_0 jest uzależniony od wartości prędkości odkształcenia. Najczęściej przyjmowane wartości tego parametru wynoszą:

- $D_0 = 10^7$ [1/s] dla bardzo dużych prędkości odkształceń (tj. $\dot{\epsilon}^I > 10^3$ [1/s]),
- $D_0 = 10^6$ [1/s] dla prędkości z zakresu od 10 do 10^3 [1/s],
- $D_0 = 10^4$ [1/s] dla prędkości nie przekraczających 10 [1/s] (tj. dla zagadnień quasi statycznych, gdzie prędkości odkształceń są bardzo niewielkie).

3.4.3. Prawo Perzyny

Konstrukcja modelu lepkoplastycznego Perzyny oparta jest na warunku ortogonalności w prawie plastycznym [PERZYNA, 1963a, 1966a, 1966b, 1978], [SKRZYPEK, 1986]. Jest to wniosek z postulatu Druckera:

$$\dot{\epsilon}^{ij} = s \langle \Phi(F) \rangle \frac{\partial F}{\partial \sigma'^{rs}}, \quad (3.38)$$

w którym

$$F = J(\sigma'^{rs}) - R. \quad (3.39)$$

Wstawiając do wyrażenia (3.38) zależność (3.39), otrzymamy:

$$\dot{\epsilon}^{ij} = \frac{3}{2} s \langle \Phi(F) \rangle \frac{\sigma'^{ij}}{J(\sigma'^{rs})}, \quad (3.40)$$

gdzie oznaczono przez:

s – współczynnik lepkości,

$R(T)$ – parametr wzmocnienia zależny od temperatury; dla materiałów, w których nie występuje wzmocnienie lub jego wpływ jest pomijalnie mały, możemy zapisać $R=k$, gdzie k jest wartością początkowej granicy plastyczności,

$\Phi(F)$ – dowolna funkcja nieliniowa potencjału lepkoplastycznego F , która może przybierać postać [PABJANEK, 1971]:

$$\Phi = \left\langle \frac{J(\sigma'^{rs})}{R} - 1 \right\rangle^n. \quad (3.41)$$

Symbol $\langle . \rangle$ należy rozumieć jako nawiasy Mc Cauley'a, które definiuje się następująco:

$$\langle x \rangle = \frac{1}{2} \cdot (x + |x|). \quad (3.42)$$

W literaturze [PERZYNA, 1963], [CLARK & DUWEZ, 1950] można odnaleźć bardziej skomplikowane postacie funkcji Φ . Proponuje się ich stosowanie dla prędkości odkształceń z zakresu $0-10^4$ [s⁻¹].

3.4.4. Prawo Chaboche'a

Prawo konstytutywne Chaboche'a [CHABOCHE, 1977, 1989] jest rozszerzeniem prawa Perzyny o funkcje wzmocnień. Model ten uwzględnia również efekty regeneracji materiałów.

Omawiane prawo bazuje na założeniu istnienia potencjału lepkoplastycznego:

$$\Omega = \Omega(\epsilon^{ij}, X^{ij}, R, T, \alpha^{ij}, r), \quad (3.43)$$

gdzie oznaczono:

T - temperatura,

α^{ij} - tensor wzmocnienia kinematycznego,

r - zmienna charakteryzująca wzmocnienie izotropowe.

Tensor odkształcenia niesprężystego można zapisać następująco:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \frac{2}{3} \dot{p} \frac{\sigma'^{ij} - X'^{ij}}{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs})}, \quad (3.44)$$

gdzie akumulowana prędkość odkształcenia opisana jest zależnością:

$$\dot{p} \stackrel{def}{=} \left(\frac{2}{3} \dot{\epsilon}'^{ij} \cdot \dot{\epsilon}'^{ij} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (3.45)$$

lub

$$\dot{p} = \eta \cdot \left\langle \frac{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs}) - R - k}{K} \right\rangle^{\frac{1}{m}}, \quad (\eta = 1, 0[1/s]), \quad (3.46)$$

gdzie

$1/m = n$ – współczynniki lepkości,

k – początkowa granica plastyczności dla zerowej prędkości odkształcenia,

K – funkcja wytrzymałości plastycznej.

Tensor wzmocnienia kinematycznego zapisuje się następująco:

$$X^{ij} = \sum_{s=1}^N X_s^{ij}, \quad (3.47)$$

gdzie

$$\dot{X}_s^{ij} = \frac{2}{3} \cdot a_s \cdot \dot{\epsilon}'^{ij} - c_s \cdot f(p) \cdot X_s^{ij} \cdot \dot{p} - d \left[\frac{J(X^{rs})}{M_s} \right]^m \frac{X_s^{ij}}{J(X^{kl})}, \quad (3.48)$$

Napężenie R związane ze wzmocnieniem izotropowym r , wzbogacone o człony regeneracji w czasie, przedstawia się za pomocą wzoru:

$$\dot{R} = b \cdot (R_1 - R) \cdot \dot{p} + \mu |R_1 - R|^{m_r} \operatorname{sgn}(R_2 - R), \quad R(p=0)=0. \quad (3.49)$$

Ważniejsze parametry oznaczają odpowiednio:

c_s – współczynnik kontrolujący prędkość zbieżności modelu do cyklu ustabilizowanego,

m, M_s – parametry regeneracji wzmocnienia kinematycznego,

a, b, l – parametry modelu,

R_1 – odpowiada za efekty wzmocnienia cyklicznego, gdy ($R_1 > 0$) lub za efekty zmiękczenia ($R_1 < 0$),

m, m_r, R_2 – parametry opisujące regenerację izotropową.

3.4.5. Prawo Freeda – Virrilli'ego

W modelu Freeda – Virrilli'ego [FREED & VIRRILLI, 1988], w równaniu ewolucji stanu wewnętrznego nie ma bezpośredniego sprzężenia pomiędzy regeneracją dynamiczną i statyczną. Prawo płynięcia plastycznego zapisuje się wzorem:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma'^{ij} - X'^{ij}}{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs})}, \quad (3.50)$$

oraz

$$\dot{p} = \frac{2}{\sqrt{3}} \theta Z, \quad (3.51)$$

$$\theta = \begin{cases} \exp\left(-\frac{Q}{\zeta T}\right) & \frac{T}{0,5T_f} \geq 1 \\ \exp\left[\frac{-2Q}{\zeta T_f} \left(\ln \frac{T_f}{2T} + 1\right)\right] & \frac{T}{0,5T_f} \leq 1 \end{cases}, \quad (3.52)$$

gdzie: $Q(T) > 0$ – funkcja dyfuzji termicznej, ζ – stała Boltzmana, T – temperatura w skali absolutnej, T_f – temperatura topnienia.

3.4.6. Prawo Walkera

Opublikowany pod koniec lat osiemdziesiątych, model Walkera uwzględniający m.in. wpływ temperatury, został zapisany następująco [FREED & WALKER, 1989]:

$$\dot{\epsilon}'_{ij} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma'_{ij} - X'_{ij}}{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs})}, \quad (3.53)$$

$$\dot{p} = \theta \left[\left(\frac{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs})}{K} \right)^{mn} + \left(\frac{A}{A_1} \right)^q \left(\frac{J(\sigma'^{rs} - X'^{rs})}{K} \right)^{mq} \right], \quad (3.54)$$

przy czym

$$\theta = \begin{cases} \exp\left(-\frac{Q}{\zeta T}\right) & \frac{T}{0,6T_f} \geq 1 \\ \exp\left[\frac{-Q}{\zeta 0,6T_f} \left(\ln \frac{0,6T_f}{T} + 1\right)\right] & \frac{T}{0,6T_f} \leq 1 \end{cases}, \quad (3.55)$$

gdzie Q – funkcja dyfuzji termicznej i $Q(T) > 0$,

X'^{ij} – naprężenie związane ze wzmocnieniem kinematycznym, opisane poniższym równaniem różniczkowym:

$$\dot{X}'_{ij} = \frac{2}{3}(H_1 + H_2)\dot{\epsilon}'_{ij} - \frac{2}{3}H_1 \left[\frac{J(X'^{rs})}{L} \dot{p} d_{ij} + \theta D X'_{ij} \right] + \frac{\dot{H}_1}{H_1} X'^{ij} + \frac{2}{3} \left(\dot{H}_2 - \frac{\dot{H}_1}{H_1} H_2 \right) \epsilon'^{ij} \quad (3.56)$$

d_{ij} – kierunek regeneracji dynamicznej.

Naprężenie związane ze wzmocnieniem izotropowym wyraża się następująco:

$$\dot{K} = h \left[\left(\frac{1}{K - K_0} \right) \dot{W}^p - \theta g \right] + \frac{K - K_0}{h} \dot{h}, \quad (3.57)$$

z warunkiem początkowym:

$$K(t=0) = K_0, \quad (3.58)$$

gdzie

L – stan graniczny związany z regeneracją dynamiczną, D , g – funkcje regeneracji termicznej, A_1 , A_2 – stałe stanu, h – prędkość wzmocnienia izotropowego dla przypadku rozciągania monotonicznego, H_1 , H_2 – odpowiednio moduł styczny na początku odkształcenia niesprężystego oraz moduł styczny w zakresie liniowym wzmocnienia.

Prawo to uwzględnia w swoim zapisie wpływ temperatury.

3.4.7. Prawo Kriega, Swearengena i Jones’a

Prawo Kriega, Swearengena i Jones’a określa prędkość odkształceń niesprężystych postaci [KRIEG et al., 1987]:

$$\dot{\epsilon}'_{ij} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma'_{ij} - X'_{ij}}{J(\sigma'_{rs} - X'_{rs})}, \quad (3.59)$$

$$\dot{p} = A_2 R^m \exp\left(-\frac{Q}{\zeta T}\right) sh^n \left[\sqrt{\frac{2}{3}} A_1 J(\sigma'_{rs} - X'_{rs}) \right]. \quad (3.60)$$

Wzmocnienie kinematyczne jest zdefiniowane jako:

$$\dot{X}'_{ij} = A_3 \dot{\epsilon}'_{ij} - A_4 \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\exp\left(-\frac{A_3 X'_{rs} X'_{rs}}{\zeta T}\right) - 1 \right] J(X'_{kl}) X'_{ij}, \quad (3.61)$$

zaś wzmocnienie izotropowe materiału wyrażone jest za pomocą poniższego równania różniczkowego:

$$\dot{R} = b(R_0 - R)\dot{p}, \quad (3.62)$$

które po scałkowaniu przyjmuje postać:

$$R = R_0 [1 - \exp(-bp)], \quad (3.63)$$

gdzie: R_0 – wartość saturacji funkcji; R , T – temperatura; m , n , Q , ζ , b , A_1 , A_2 , A_3 , A_4 , A_5 – stałe materiałowe do zidentyfikowania na drodze doświadczalnej.

3.4.8. Prawo Krempla

Zaproponowany w połowie lat osiemdziesiątych model Krempla [YAO & KREMPL, 1985], [KREMPL et al., 1984] nie uwzględnia różnicy między odkształceniami plastycznymi, wynikającymi z zadanego naprężenia i tymi, które są efektami pełzania. Poniższe wyrażenie opisujące odkształcenia niesprężyste zawiera w sobie wszystkie efekty nieliniowości:

$$\dot{\epsilon}'_{ij} = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma'_{ij} - \rho'_{ij}}{J(\sigma'_{rs} - \rho'_{rs})}, \quad (3.64)$$

gdzie

$$\dot{\rho} = \frac{J(\sigma'^{ij} - \rho'^{ij})}{Ea_1} \left[1 + \frac{J(\sigma'^{ij} - \rho'^{ij})}{a_2} \right]^{a_3}, \quad (3.65)$$

ρ'^{ij} - dewiator naprężenia równowagi wyrażony wzorem:

$$\dot{\rho}'_{ij} = \Psi \left(J(\sigma'^{ij} - \rho'^{ij}) \right) \left[\frac{1}{1+\nu^E} \dot{\epsilon}^{Eij} + \frac{2}{3} \dot{\epsilon}'^{ij} \right] - \frac{J(\sigma'^{ij} - X'^{ij})}{b} \frac{2}{3} \dot{\epsilon}'^{ij}. \quad (3.66)$$

Funkcja materiałowa Ψ przedstawia zależność kontrolującą kształt krzywej naprężenie – odkształcenie, uzyskiwanej jako wynik próby jednoosiowego rozciągania lub ściskania.

3.4.9. Prawo Millera

Model Millera [MILLER, 1987] oparty jest na fizycznym mechanizmie odkształcenia i zapisuje się w postaci:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \frac{3}{2} \dot{\rho} \frac{\sigma'^{ij} / \epsilon - X'^{ij}}{J(\sigma'^{rs} / \epsilon - X'^{rs})}, \quad (3.67)$$

gdzie

$$\dot{\rho} = B\theta sh^n \left[\frac{J(\sigma'^{ij} / \epsilon - X'^{ij})}{[K_1 + K(1 - K_2)]^{\frac{1}{2}}} \right]^{\frac{3}{2}}, \quad (3.68)$$

oraz

$$\theta = \exp\left(-\frac{Q_I}{k_B T}\right) + f \exp\left(-\frac{Q_{II}}{k_B T}\right). \quad (3.69)$$

Wzmocnienie kinematyczne zostało opisane zależnością:

$$\dot{X}'^{ij} = H_1 \exp\left[-H_3 X'^{rs} \frac{\sigma'^{rs} / \epsilon - X'^{rs}}{J(\sigma'^{ij} / \epsilon - X'^{ij})}\right] \left\{ \dot{\epsilon}'^{ij} - \frac{2}{3} Bsh^n \left[A_1 J(X'^{kl}) \right] \frac{X'^{ij}}{J(X'^{rs})} \right\}. \quad (3.70)$$

Wzmocnienie izotropowe przybiera postać:

$$\dot{R} = H_2 \dot{\rho} \left[C + J(X'^{ij}) - \frac{A_2}{A_1} R^{\frac{3}{2}} \right] - H_2 C Bsh^n \left(A_2 R^{\frac{3}{2}} \right). \quad (3.71)$$

W modelu Millera występuje dziewiętnaście stałych materiałowych: $B, n, A_1, H_1, K_{10}, K_{20}, K_{30}, H_3, H_2, A_2, C_2, Q_1, Q_2, N_i, M_i, F_i, R_i, I_i, L_i$, które są identyfikowane na podstawie wyników doświadczeń. Dodatkowo: E –moduł sprężystości badanego materiału; T – temperatura absolutna; Q – energia aktywacji; ζ – stała Boltzmana.

3.5. Podsumowanie dotyczące przedstawionych modeli materiałów i urządzeń MR

Zaprezentowane powyżej modele reologiczne dla cieczy nienewtonowskich (m.in. model Bingham, Cassona, Crossa, Herschela-Bulkleya, McKinleya) bazują na zmianie naprężeń ścinających w cieczy, w funkcji prędkości jej ścinania. Najprostszy model Bingham zakłada liniową zmianę wartości naprężenia stycznego, zaś pozostałe modele wykazują nieliniową modyfikację tej charakterystyki. Model Bingham nie pozwala na dokładne odwzorowywanie właściwości cieczy, zwłaszcza dla małych prędkości ścinania; rekompensatą jest jego prosty zapis. Modele bardziej złożone (np. model Cassona), z większą liczbą parametrów, lepiej odwzorowują zachowanie rzeczywiste cieczy nienewtonowskich, są jednak bardziej pracochłonne w procesie estymacji parametrów.

Modele reologiczne tłumików i amortyzatorów (m.in. model Bingham, Bouc-Wena, Li, Spencera, Gamata-Filisko i jego modyfikacje) opierają się w swojej budowie na trzech podstawowych modelach: ciała idealnie sprężystego Hooke'a, ciała idealnie plastycznego St. Venanta oraz ciała idealnie lepkiego Newtona. Poprzez ich różne konfiguracje połączeń, otrzymujemy różne modele strukturalne urządzeń, dzięki czemu możemy tworzyć modele mniej skomplikowane o małej ilości parametrów, po modele bardzo rozbudowane wymagające wyznaczenia dużej liczby współczynników. Zaawansowane w swej konstrukcji modele mogą zawierać również funkcje histerezy (np. model Bouc-Wena czy Spencera).

Autorzy pracy [ERICKSEN & GORDANINEJAD, 2003] użyli równań Bernoulliego do modelowania amortyzatora MR. W pracy [WERELEY & PANG, 1998] posłużono się równaniami Naviera-Stokesa oraz prawem Bingham do opisu siły tłumienia oraz do uzyskania opisu przepływu cieczy przez szczelinę. W publikacji [YANG, 2001] zastosowano metodę podobną, ale przy użyciu modelu Herschela-Bulkleya. W pracach [SPENCER et al., 1997] oraz [DOMINGUEZ et al., 2004] zaproponowano modele fenomenologiczne oparte na modelu Bouc-Wena.

Poza opisanymi powyżej modelami, w literaturze możemy napotkać modele: Powella [POWELL, 1994], Dahla [ZHOU & QU, 2002], [ZHOU et al., 2008]. Model Preisacha opisano w opracowaniu [HAN, 2007], zaś model LuGre w [JIMENEZ & ALVAREZ-ICAZA, 2004]. W pracy [AWREJCEWICZ et al., 2008] przedstawiono model Masinga, który został zredukowany do formy równań różniczkowych, które opisują model Bouc-Wena, charakteryzujący się mniejszą liczbą parametrów. Publikacje [PIRODDI & SPINELLI, 2003] przedstawiają wielomianowy model NARX, natomiast praca [CHANG & ROSHKE, 1998]

opis dynamicznego zachowania tłumików magnetoreologicznych, oparty na sieci neuronowej. Sieci neuronowej w swoim modelu użyli również w pracy [WANG & LIAO, 2005]. Funkcje wielomianowe są bazą dla modeli proponowanych w pracach [CHOI et al., 2001] oraz [EHRGOTT & MASRI, 1992] i [GAVIN et al., 1996]. Temat modelowania cieczy MR zaprezentowano również w pracy [YASREBI et al., 2006].

Zarówno modele reologiczne cieczy nienewtonowskich jak i modele reologiczne tłumików i amortyzatorów z cieczą magnetoreologiczną uwzględniają, na poziomie podstawowym, wpływ prędkości ścinania i natężenia pola magnetycznego. Brakuje uwzględnienia w nich wpływu temperatury. Temperatura powoduje zmianę lepkości płynu, a co za tym idzie modyfikuje charakterystykę pracy rozpatrywanego medium.

Przedstawione modele cieczy oraz urządzeń MR różnią się sposobem zapisu i dokładnością odwzorowania. Chcąc uzyskać możliwie wysoką wierność modelu z rzeczywistym stanem, konieczne jest zastosowanie bardziej złożonego prawa. Należy nadmienić, że w pracy nie omówiono wszystkich modeli, jedynie te najczęściej stosowane.

Prawa lepkoplastyczne typowe dla metali i stopów przedstawiają związek między prędkością odkształcenia niesprężystego i dewiatorem naprężenia. Zawierają one równania wewnętrznej zmiany stanu opisujące opór materiału na płynięcie plastyczne. W większości przypadków prawa te używają zmiennej skalarnej do opisu naprężenia związanego ze wzmocnieniem izotropowym i zmiennej tensorowej związanej ze wzmocnieniem kinematycznym [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

Ogólną formę prawa konstytutywnego można zapisać w postaci [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\dot{\epsilon}'^{ij} = \dot{\epsilon}''^{ij}(\sigma^{ij}, X^{ij}, R^{ij}, T) = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{p} \bar{n}, \quad (3.72)$$

gdzie $\dot{p}$ oznacza dodatnią funkcję skalarną zwaną prędkością akumulowanego odkształcenia niesprężystego, a tensor $\bar{n}$ wskazuje kierunek prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}''^{ij}$, X^{ij} oznacza tensor wzmocnienia kinematycznego, R jest funkcją skalarną opisującą wzmocnienie izotropowe, a T oznacza temperaturę. Kierunek $\bar{n}$ odpowiada kierunkowi dewiatora naprężenia σ'^{ij} lub naprężenia efektywnego $(\sigma'^{ij} - X'^{ij})$.

Ze względu na sformułowanie matematyczne, autorzy pracy [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007] dzielą modele lepkoplastyczne na dwie grupy. Pierwsza bazuje na równaniu typu:

$$\dot{\varepsilon}'_{ij} = \dot{\varepsilon}'_{ij} \left(\frac{\sigma'_{ij} - X'_{ij}}{K} \right). \quad (3.73)$$

Do tej grupy należą modele Bodnera-Partoma, Millera, Krempla, Tanimury, Korhonena, Kriega i Walkera.

Drugą grupę modeli opisuje się ogólną zależnością o postaci:

$$\dot{\varepsilon}'_{ij} = \dot{\varepsilon}'_{ij} \left(\left(\sigma'_{ij} - X'_{ij} \right) - R \right). \quad (3.74)$$

Znajdują się w niej prawa Perzyny, Chaboche'a, Aubertina, Lehmann-Imataniego i Freeda-Virrilli'ego.

W obu przypadkach X'_{ij} jest zmienną wewnętrzną (dewiatorem naprężeń wewnętrznych związanych ze wzmocnieniem kinematycznym); K oznacza funkcję skalarną opisującą wzmocnienie izotropowe; R jest naprężeniem izotropowym wskazującym na graniczną powierzchnię płynięcia [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

Pierwsza z wymienionych wyżej, grupa modeli nie odwołuje się do pojęcia powierzchni płynięcia, druga uwzględnia ją. Jest to zasadnicza różnica obu grup modeli. Brak pojęcia powierzchni płynięcia w prawie, wymaga bardziej skomplikowanego sformułowania matematycznego, które jest niezbędne do bezpośredniego opisu przejścia pomiędzy częścią liniową i krzywoliniową wykresu naprężenie-odkształcenie, obserwowanego podczas prób obciążania i odciażania próbki. Wprowadzenie izotropowego naprężenia wewnętrznego R , opisującego powierzchnię płynięcia, pozwala w sposób jasny rozróżniać sprężysty liniowy i niesprężysty zakres zachowania się materiału [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007].

Modele lepkoplastyczne typowe dla metali, w porównaniu z modelami reologicznymi cieczy newtonowskich, są bardziej skomplikowane w swoim zapisie matematycznym, z liczbą parametrów często wynoszącą kilkanaście lub kilkadziesiąt (np. w prawie Millera: 32; w prawie Korhonena, Hanuli i Li'ego: 45). Skomplikowane równania wynikają przede wszystkim z zawartych w ich strukturze funkcji wzmocnień materiałowych.

Dokładna analiza modeli reologicznych, skłoniła autora pracy, do podjęcia próby zastosowania i uzupełnienia o modele lepkoplastyczne typowe dla metali, do opisu właściwości i zachowania cieczy magnetoreologicznej. Aktualnie w literaturze, dotyczącej tego tematu nie można odszukać zastosowania modeli lepkoplastycznych znanych dla metali w opisie cieczy nienewtonowskich. Autor rozprawy dokonał wyboru dwóch praw w zastosowaniu do cieczy magnetoreologicznych w tłumiku i amortyzatorze. Dokonując wyboru kierowano się prostą budową modelu z jak najmniejszą liczbą parametrów, jak również znanym sposobem ich identyfikacji. Trzy, w prawie Perzyny oraz siedem, w prawie

Bodnera-Partoma, to liczby wskaźników do identyfikacji na podstawie badań doświadczalnych. Dokonano wyboru modelu Bodnera-Partoma z pierwszej grupy modeli nie odwołujących się do pojęcia powierzchni płynięcia oraz prawa Perzyny z drugiej grupy modeli odwołujących się do powierzchni płynięcia. Dużą zaletą obu praw jest maksymalna prędkość odkształcenia wynosząca w obu przypadkach $10^4 \text{ [s}^{-1}\text{]}$.

Aby móc zastosować omawiane bezpośrednio powyżej prawa lepkoplastyczne, zaplanowano przeprowadzenie badań eksperymentalnych na stanowisku badawczym, które zostały opisane szczegółowo w rozdziale 4. Do badań przygotowano m.in. prototyp tłumika o uproszczonej konstrukcji, w którym zrezygnowano ze sprężyny gazowej, aby móc skoncentrować badania nad cieczą.

Przeprowadzone badania, posłużą następnie do analizy właściwości lepkoplastycznych oraz do wyznaczenia parametrów praw konstytutywnych typowych dla metali.

4. Stanowisko badawcze, realizacja i wyniki badań eksperymentalnych

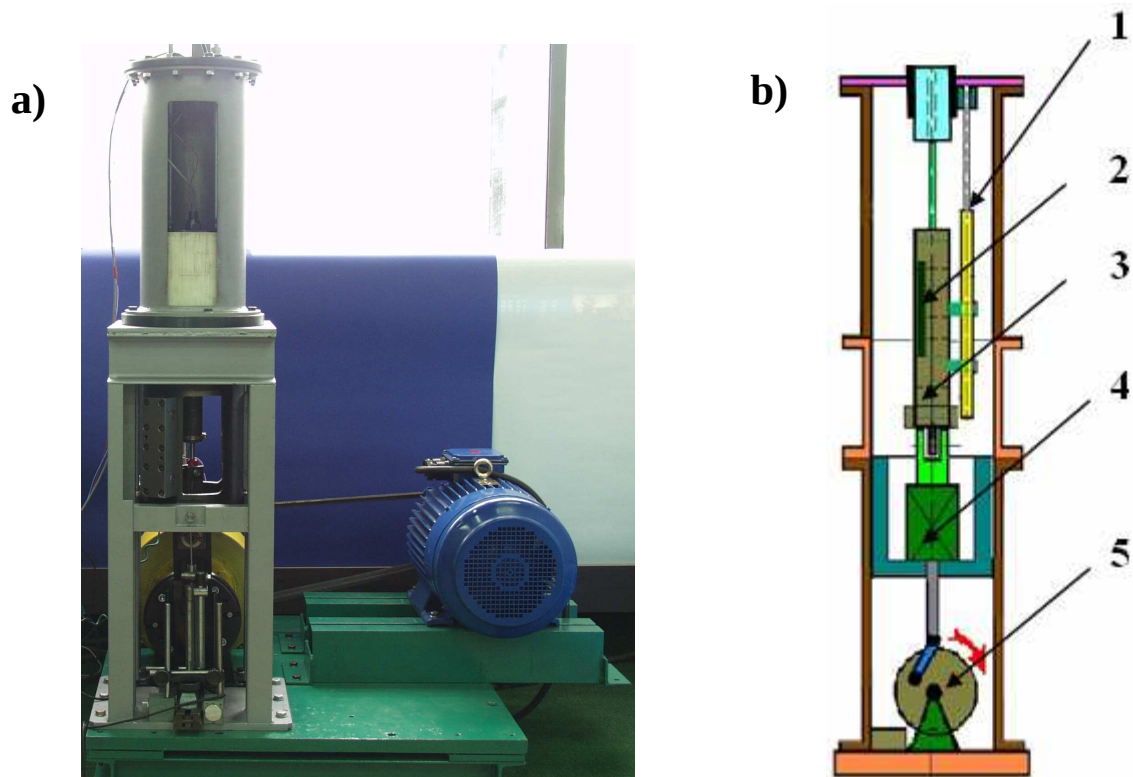
4.1. Opis stanowiska badawczego i aparatury pomiarowej

Program badawczy zrealizowano na Wydziale Samochodów i Maszyn Roboczych w Politechnice Warszawskiej. Badania przeprowadzono na stanowisku zaprojektowanym i wykonanym w Instytucie Podstaw Budowy Maszyn PW. Omawiane stanowisko przystosowane jest do badania tłumików i amortyzatorów, w zakresie przemieszczeń $0 \div 0,5$ [m] z częstotliwością wymuszenia ruchu tłoczyska badanego urządzenia do 20 [Hz]. Przesunięcie tłoczyska regulowane jest skokowo poprzez zmianę mimośrodowo wymuszającego, zamontowanego na przekładni. Napęd całego układu realizowany jest silnikiem prądu zmiennego o mocy 15 [kW], którego prędkość może być regulowana falownikiem w zakresie $0 \div 1440$ [obr/min]. Rejestracja wyników badań eksperymentalnych odbywa się za pomocą czujników, które poprzez wzmacniacze pomiarowe połączone są z kartą pomiarową A/C zainstalowaną w komputerze. Szczegółowy opis budowy i działania stanowiska został zaprezentowany w pracy [BAJKOWSKI, 2005].

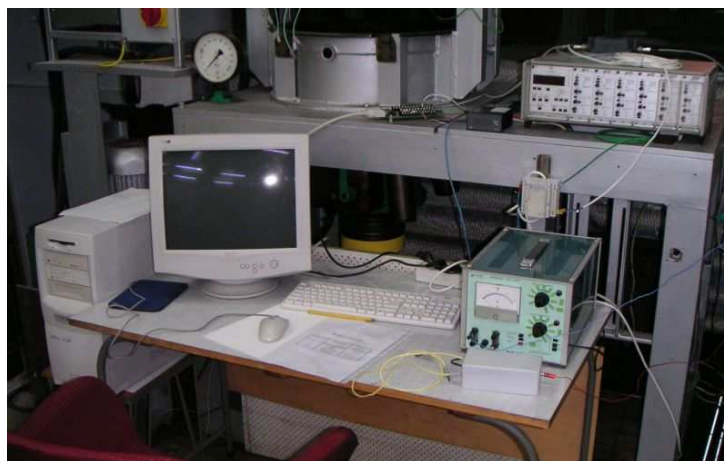
W niniejszej dysertacji, opisane stanowisko badawcze posłużyło do przeprowadzenia badań amortyzatora LORD RD 1005-3 oraz tłumika T-MR SiMR 132 DG. Z uwagi na to, że przedstawiona powyżej stacja pomiarowa pozwala na praktycznie dowolną, w zakresie możliwości konstrukcyjnych, regulację wartości przemieszczeń skoku tłoczyska, a więc zmianę wartości amplitudy oscylacji wymuszenia kinematycznego oraz oprzyrządowania i oprogramowania rejestrującego, dobrze nadaje się do realizacji badań, które pozwolą na wnikliwą ocenę parametrów pracy cieczy magnetoreologicznej w tłumiku, niezbędną do prawidłowego opisu zachowania się cieczy za pomocą modelu matematycznego; w szczególności do wyznaczenia i weryfikacji wartości współczynników równań konstytutywnych opisujących właściwości lepkoplastyczne badanej cieczy MR.

4. Stanowisko badawcze, realizacja i wyniki badań eksperymentalnych

Na rys. 4.1a zamieszczono ogólny widok stanowiska badawczego, a na rys. 4.1b jego schemat działania. Na rys. 4.2 przedstawiono zestaw aparatury jaka jest wykorzystywana w procesie rejestracji rezultatów badań.



Rys. 4.1. (a) Stanowisko do badań dynamicznych amortyzatorów i tłumików z kinematycznym wymuszeniem ruchu; (b) schemat działania stanowiska; (1 - czujnik przemieszczenia; 2 - czujnik temperatury; 3 - badany obiekt; 4 - czujnik siły; 5 - mimośród)



Rys. 4.2. Widok urządzeń rejestrujących na stanowisku badawczym

Podczas realizacji badań, wykorzystując czujniki: przemieszczenia, siły, temperatury oraz prędkości; rejestrowano następujące wielkości fizyczne:

- siłę działającą na tłoczysko badanego urządzenia,
- przemieszczenie jego obudowy względem tłoczyska,
- temperaturę zewnętrzną obudowy urządzenia,
- prędkość obrotową mimośrod.

4.2. Program realizacji i wyniki badań eksperymentalnych

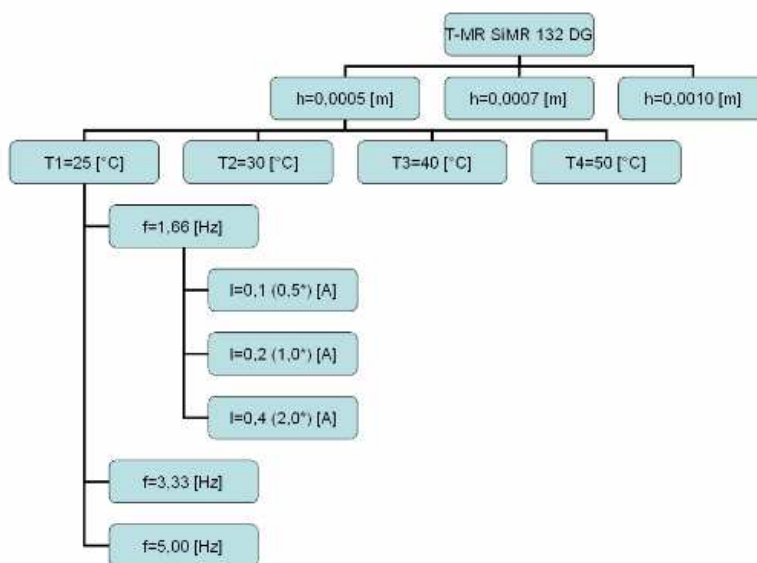
4.2.1. Wprowadzenie

Realizacja planu badań została przyporządkowana metodyce badawczej, przyjętej w rozdziale 2.4. Urządzenia magnetoreologiczne, które stanowiły przedmiot badań to: amortyzator LORD RD 1005-3 oraz prototyp tłumika T-MR SiMR 132 DG. Urządzenia te różnią się konstrukcją, o czym była mowa w rozdziale 2.2. Ich niezmienną cechą wspólną jest jednakowa, wykorzystywana w badaniach ciecz magnetoreologiczna firmy LORD o oznaczeniu MRF 132 DG. W zamierzonym, a następnie realizowanym programie badawczym, uwzględniono wpływ zmian częstotliwości oscylacji wymuszenia kinematycznego tłoczyska; natężenia prądu elektrycznego płynącego w uzwojeniu cewki zamontowanej w głowicy badanego urządzenia; wpływu zmiany temperatury przedmiotu badań oraz wysokości szczeliny, przez którą przepływa ciecz w głowicy tłumika, na charakterystyki pracy badanych urządzeń. Końcowym rezultatem badań, mają być przebiegi siły tłumienia badanego urządzenia w funkcji przemieszczenia jego tłoczyska. Tak przygotowane zestawienia zmian wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia głowicy, posłużą do szczegółowej analizy wartości naprężeń ścinających cieczy przepływającej, przez roboczą szczelinę badanego urządzenia. Dołożono wszelkich starań, aby rejestracja wyników badań była precyzyjna i staranna, a otrzymane rezultaty, obarczone możliwie małymi błędami.

Na rys. 4.3. przedstawiono graficznie program badań, jaki został zaplanowany dla tłumika T-MR SiMR 132 DG. Dla każdej z trzech wartości wysokości szczelin głowicy urządzenia: $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m], prowadzono badania, przy wartościach natężenia prądu: $I=0,1$; $0,2$; $0,4$ (przy szczelinie $h=5 \times 10^{-4}$ [m]) oraz $I=0,5$; $1,0$; $2,0$ [A] (przy szczelinie $h=7 \times 10^{-4}$; 10×10^{-4} [m]), płynącego, w uzwojeniu cewki. Pomiary odbywały się przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: $1,66$; $3,33$; $5,00$ [Hz] oraz w każdej z ustalonych wartości temperatur: 25 ; 30 ; 40 ; 50 [°C].

W przypadku badań amortyzatora LORD RD 1005-3, badania obejmowały eksperymenty przy trzech częstotliwościach: 1,66; 3,33; 6,67 [Hz] oraz siedmiu wartościach natężenia prądu: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4 [A].

Niezmienным sygnałem wejściowym w tak przygotowanym programie badawczym, była funkcja harmoniczna $x(t) = A \sin(\omega t)$ dla przemieszczenia tłoka amortyzatora, gdzie amplituda wynosiła $A=0,01$ [m], zaś prędkość obrotowa mimośrodowo $\omega=100; 200; 300$ (400) [obr/min]; odpowiedzią na ten sygnał, była funkcja siły w czasie $F(t)$. Czas rejestracji pojedynczego eksperymentu wynosił: $t=5$ [s], a częstotliwość próbkowania sygnału 400 [Hz].



Rys. 4.3. Schemat programu eksperymentów tłumika T-MR SiMR 132 DG

Wyniki przeprowadzonych badań eksperymentalnych tłumika T-MR SiMR 132 DG częściowo zilustrowano np. na rys. 4.6, a kompletne wyniki zamieszczono w załączniku nr 1, gdzie na rys. 1.1÷1.4 przedstawiono wpływ wartości natężenia prądu, płynącego w solenoidzie, przy trzech wartościach prędkości oscylacji: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz], przy wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m]; na rys. 1.5÷1.8 przy wartości wysokości szczeliny $h=7 \times 10^{-4}$ [m]; a na rys. 1.9÷1.12, przy wartości wysokości szczeliny $h=10 \times 10^{-4}$ [m].

Tak otrzymane rezultaty badań, zamieszczone w załączniku nr 1, stanowiły bazę do zbadania wpływu częstotliwości oscylacji wymuszenia kinematycznego tłoka; natężenia prądu elektrycznego płynącego w solenoidzie; temperatury cieczy MR; wysokości roboczej szczeliny tłoka na wartość siły tłumienia badanego urządzenia.

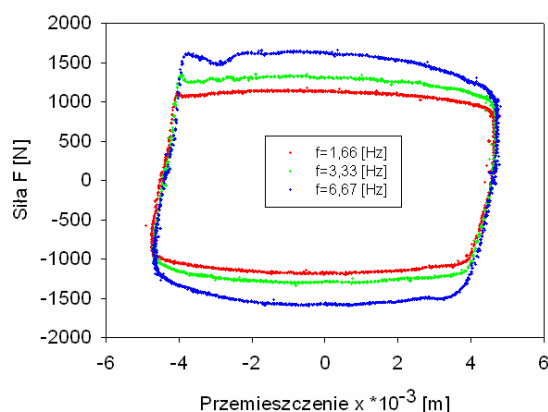
4.2.2. Badania wpływu częstotliwości oscylacji wymuszenia kinematycznego tłoka na siłę tłumienia badanego urządzenia

Istotnym problemem jest wyznaczenie wpływu częstotliwości oscylacji tłoczyska w tłumikach i amortyzatorach, na charakterystyki pracy badanych urządzeń. Zmiana wartości prędkości przemieszczania się tłoczyska, powoduje zmianę wartości prędkości przepływu cieczy przez szczelinę w głowicy urządzenia, co z kolei przekłada się na wartość siły tłumienia. W prezentowanej pracy zaplanowano przeprowadzenie badań przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji wymuszenia kinematycznego, które wynosiły 1,66; 3,33; 6,67 [Hz] w przypadku amortyzatora LORD RD 1005-3 oraz 1,66; 3,33; 5,00 [Hz] dla tłumika T-MR SiMR 132 DG. Częstotliwości oscylacji tłoka, zostały dobrane, poprzez ocenę możliwości stanowiska badawczego i zamontowanego, testowanego urządzenia. Trzy wartości częstotliwości oscylacji głowicy tłoka, przeliczone na odpowiadające im wartości prędkości ścinania cieczy w szczelinie, stanowią niezbędne minimum w procesie identyfikacji wartości parametrów w równaniach konstytutywnych modeli lepkoplastycznych.

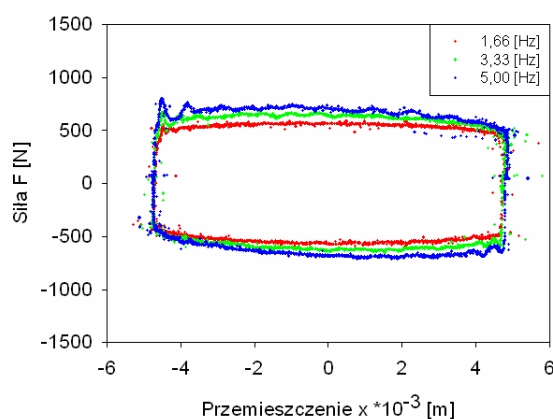
Na rys. 4.4 znajduje się przykładowa charakterystyka tłumiąca amortyzatora LORD RD 1005-3 ilustrująca zmiany wartości siły oporu rejestrowanej na tłoczysku, w funkcji przemieszczenia tłoka; parametry realizacji eksperymentu wynoszą: wartość częstotliwości wymuszenia: 1,66; 3,32; 6,67 [Hz]; wartość natężenia prądu elektrycznego 1 [A]; wartość wysokość szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m]; wartość temperatury obudowy amortyzatora 25 [°C]. Analizując pokazaną na rys. 4.4 charakterystykę, zauważa się wzrost siły o ok. 20% przy zmianie częstotliwości oscylacji z 1,66 do 3,33 [Hz] oraz 50% przy zmianie z 1,66 do 6,67 [Hz]. Należy zwrócić uwagę, że przy częstotliwości 6,67 [Hz], i wartości przemieszczenia wynoszącego -3×10^{-3} [m], zarejestrowano spadek, a następnie wzrost wartości siły na tłoczysku. Związane jest to z bezwładnością stanowiska oraz układu pomiarowego, ponieważ przy mniejszych oscylacjach nie są rejestrowane takie zmiany charakterystyki. Potwierdzeniem, tego może być charakterystyka tłumiąca tłumika T-MR SiMR 132 DG, przedstawiona na rys. 4.5. Wspomniane, anormalne zmiany wartości siły tłumiącej działającej na tłoczysko, są rejestrowane przy wartości częstotliwości tłoka 5 [Hz].

W przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG (rys. 4.5), wzrost wartości siły tłumiącej, nie był już tak znaczny jak dla amortyzatora. Zmiany częstotliwości oscylacji, od wartości 1,66 [Hz] do 3,33 [Hz], pociągały za sobą zmiany o 15 %, a od wartości 1,66 [Hz] do 5,00 [Hz] o 40 %. Jest to spowodowane m.in. wartością wysokości szczeliny roboczej głowicy wynoszącej w przypadku amortyzatora $h=5 \times 10^{-4}$ [m], a dla tłumika, w tym przypadku, $h=10 \times 10^{-4}$ [m]. Można również zaobserwować, że w przypadku amortyzatora,

charakterystyka siły tłumiącej jest bardziej nachylona w rejonie przemieszczenia $x=(-5,-4) \cdot 10^{-3}$ [m] oraz $x=(5,5) \cdot 10^{-3}$ [m], niż w przypadku tłumika, gdzie krzywa wznosi się w tym samym rejonie przemieszczenia, i jest ona nachylona pod kątem 85° , do odciętej osi układu współrzędnych. Spowodowane jest to obecnością sprężyny gazowej, w konstrukcji amortyzatora, która „dodaje” do charakterystyki swoją sprężystość.



Rys. 4.4. Charakterystyka tłumiąca amortyzatora LORD RD 1005-3, ilustrująca zmiany wartości siły oporu rejestrowanej na tłoczysku, w funkcji przemieszczenia tłoka; parametry realizacji eksperymentu: wartości częstotliwości wymuszenia kinematycznego: 1,66; 3,32; 6,67 [Hz]; wartość natężenia prądu elektrycznego 1 [A]; wartość wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]



Rys. 4.5. Charakterystyka tłumiąca tłumika T-MR SiMR 132 DG, ilustrująca zmiany wartości siły oporu rejestrowanej na tłoczysku, w funkcji przemieszczenia tłoka; parametry realizacji eksperymentu: wartości częstotliwości wymuszenia kinematycznego: 1,66; 3,32; 5,00 [Hz]; wartość natężenia prądu elektrycznego 1 [A]; wartość wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]

W załączniku nr 1 zamieszczono wszystkie wyniki przeprowadzonych badań eksperymentalnych tłumika T-MR SiMR 132 DG, gdzie na zamieszczonych rysunkach 1.1÷1.12, oznaczonych jako (a); (b); (c), przedstawiono wyniki przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka, odpowiednio: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz]. Po przeanalizowaniu wyników badań, autor stwierdził, że bezwładność stanowiska oraz układu pomiarowego,

zaznacza się już przy wartości częstotliwości wymuszenia kinematycznego 3,33 [Hz], a uwypukla się przy wartości częstotliwości 5,00 [Hz]. Ta uwaga związana ze stanowiskiem badawczym powinna zostać w przyszłości poddana głębszej analizie, celem eliminacji tego zakłócenia. Jednakże na tym etapie pracy, ta obserwacja, nie stanowi przeszkody w analizie własności lepkoplastycznej cieczy MR, z uwagi na fakt, że całkowity kształt krzywej odpowiadającej wartości siły tłumiącej, w funkcji wartości przemieszczenia tłoka jest zachowany, a wyznaczenie w późniejszej fazie, umownej granicy plastyczności oraz maksymalnej wartości naprężeń stycznych, nie stanowi problemu.

Przeprowadzone badania, przy różnych wartościach częstotliwości oscylacji tłoczyska posłużą, w późniejszej fazie, do analizy charakterystyk pracy cieczy, pod wpływem zmian wartości prędkości ścinania. Zagadnieniom prędkości ścinania cieczy została poświęcona m.in. rozprawa doktorska [GONCALVES, 2005]. Autor omawianej pracy zaadoptował dyszę Venturiego, do zbudowania reometru, który został zamontowany, w maszynie wytrzymałościowej MTS. Owe stanowisko, pozwoliło Goncalvesowi na przeprowadzenie badań dla bardzo dużych prędkości przepływu cieczy MR, blisko 37 [m/s] oraz maksymalnej prędkości ścinania dochodzącej do $2,5 \times 10^5$ [1/s]. Na podstawie przeprowadzonych badań zaprezentował on wpływ prędkości ścinania na umowną granicę plastyczności, przeprowadził analizę i zaproponował model matematyczny zachowania cieczy w określonych warunkach.

W odróżnieniu do pracy Goncalvesa [GONCALVES, 2005], analiza cieczy magnetoreologicznej, w prezentowanej pracy, zostanie przeprowadzona, przy prędkości ścinania z zakresu 50÷300 [1/s]. Prędkości te wynikają, z zamierzonych prób tłumika, w eksploatacyjnych warunkach pracy. Następnie na podstawie badań, zostanie zaproponowany, nowy model do opisu własności i zachowania cieczy magnetoreologicznej.

4.2.3. Badania wpływu natężenia prądu płynącego w solenoidzie na wartość siły tłumienia badanego urządzenia

Zmieniająca się wartość natężenia prądu płynącego w solenoidzie głowicy badanego urządzenia, współodpowiedzialna jest za wytworzenie pola magnetycznego. W bezpośrednim oddziaływaniu, obecnego pola magnetycznego, znajduje się ciecz magnetoreologiczna. Zmiana natężenia pola magnetycznego powoduje zmianę lepkości cieczy oraz zmianę umownej granicy plastyczności cieczy MR. To z kolei przekłada się na zmianę wartości siły tłumiącej, badanego urządzenia. Badanie zmiany wartości natężenia prądu płynącego w solenoidzie jest ważne, ponieważ sterując natężeniem prądu, dokonujemy kontrolowanych zmian wartości natężenia pola magnetycznego, a w związku z tym kontrolujemy siłę

tłumienia. Wzrost lepkości i wartości naprężeń stycznych cieczy jest w omawianym przypadku urządzenia MR z jednej strony kontrolowany, a z drugiej ograniczony, ze względu na nasycenie się pola magnetycznego.

Autor dysertacji, poddał badaniom zmianę wartości siły tłumiącej, pod wpływem zmiany wartości natężenia prądu płynącego w solenoidzie tłumika. Wyrażne zmiany, lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej, pod wpływem pola magnetycznego, obserwowane są w zakresie wartości natężenia prądu, od 0 do 2 [A]. To właśnie w tym przedziale zostaną przeprowadzone badania. Dla amortyzatora LORD RD 1005-3, zostały przeprowadzone badania przy następujących wartościach natężenia prądu: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4 [A], natomiast dla tłumika T-MR SiMR 132 DG: 0,1; 0,2; 0,4 [A] przy szczelinie 5×10^{-4} [m]; 0,5; 1,0; 2,0 [A] przy szczelinie 7×10^{-4} [m] oraz 10×10^{-4} [m].

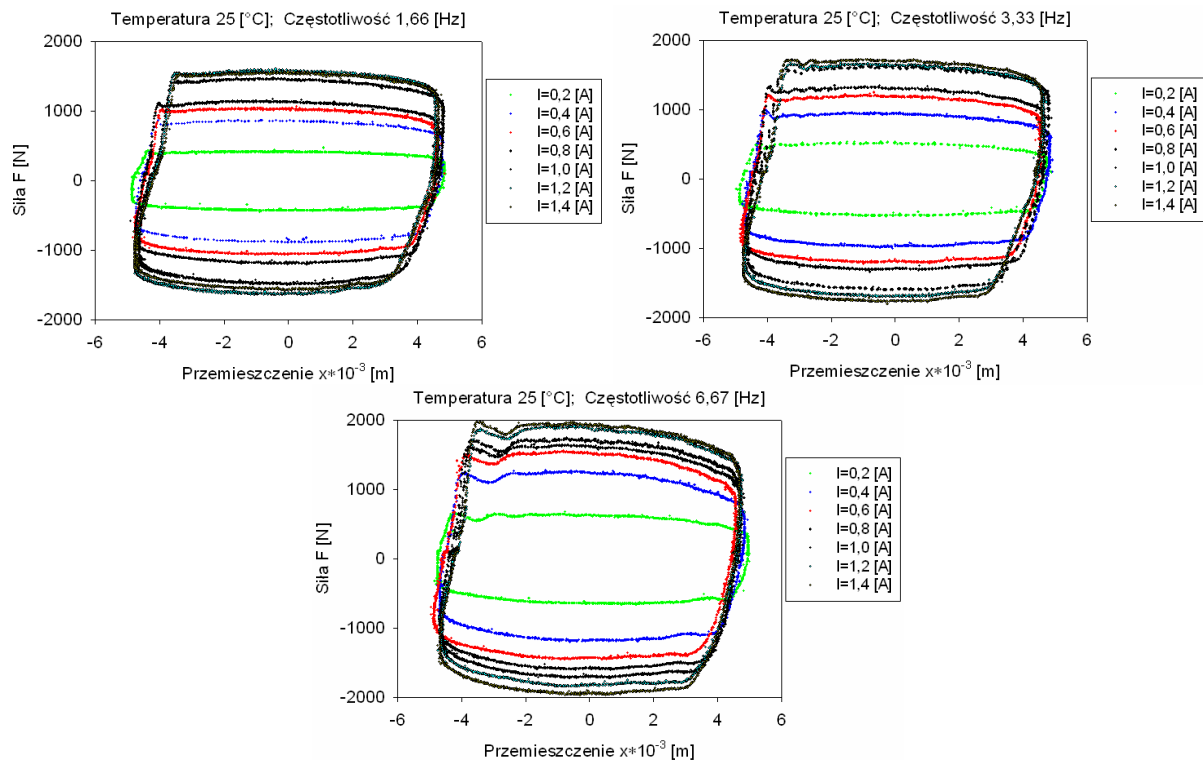
Przyjęte w programie badań, wartości natężenia prądu elektrycznego, w przypadku szczeliny o wartości 5×10^{-4} [m], wynikają ze wstępnych badań, kiedy zauważono, że największe zmiany wartości siły tłumienia występują, gdy wartość natężenia prądu zawiera się w przedziale od 0 do 0,4 [A], a powyżej 0,5 [A] rejestrowane zmiany wartości siły tłumiącej były nieznaczne. W związku z tym, aby ograniczyć ilość badań, następnie obliczeń, zdecydowano się w tym przypadku wysokości szczeliny, do wartości natężenia prądu od 0 do 0,4 [A]. Sprawą oczywistą jest, że najlepiej byłoby wykonać badania w zakresie od 0 do 2 [A], jednakże na tym etapie pracy, autor zdecydował się do ograniczenia programu eksperymentów, które są niezbędne do przeprowadzenia analizy własności lepkoplastycznych cieczy MR w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika.

Przeprowadzone badania posłużą, w kolejnej fazie pracy, do analizy m.in. wartości umownej granicy plastyczności, maksymalnej wartości naprężeń ścinających, a także analizie zmian wartości parametrów modeli lepkoplastycznych, pod wpływem zmian natężenia prądu elektrycznego.

Na rys. 4.6 przedstawiono charakterystyki tłumiące amortyzatora LORD RD 1005-3, przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: 1,66; 3,33; 6,67 [Hz], ilustrujące zmiany wartości siły, rejestrowanej na tłoczysku, w funkcji przemieszczenia tłoka. Parametry realizacji eksperymentu to: wartość natężenia prądu elektrycznego: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4 [A]; wartość wysokości szczeliny: 5×10^{-4} [m]. Wyniki przeprowadzonych badań, potwierdzają słuszność wzrostu wartości siły tłumiącej amortyzatora, wraz ze wzrostem wartości natężenia prądu elektrycznego, płynącego w uzwojeniu cewki.

Dla wartości natężenia prądu wynoszącego 0,2 [A], zarejestrowano następujące wartości siły tłumiącej 400; 500; 600 [N], przy odpowiadającym im wartościom

częstotliwości oscylacji tłoka, odpowiednio: 1,66; 3,33; 6,67 [Hz]; zaś przy wartości natężenia prądu wynoszącego 1,4 [A], odpowiednio: 1500; 1800; 2000 [N].

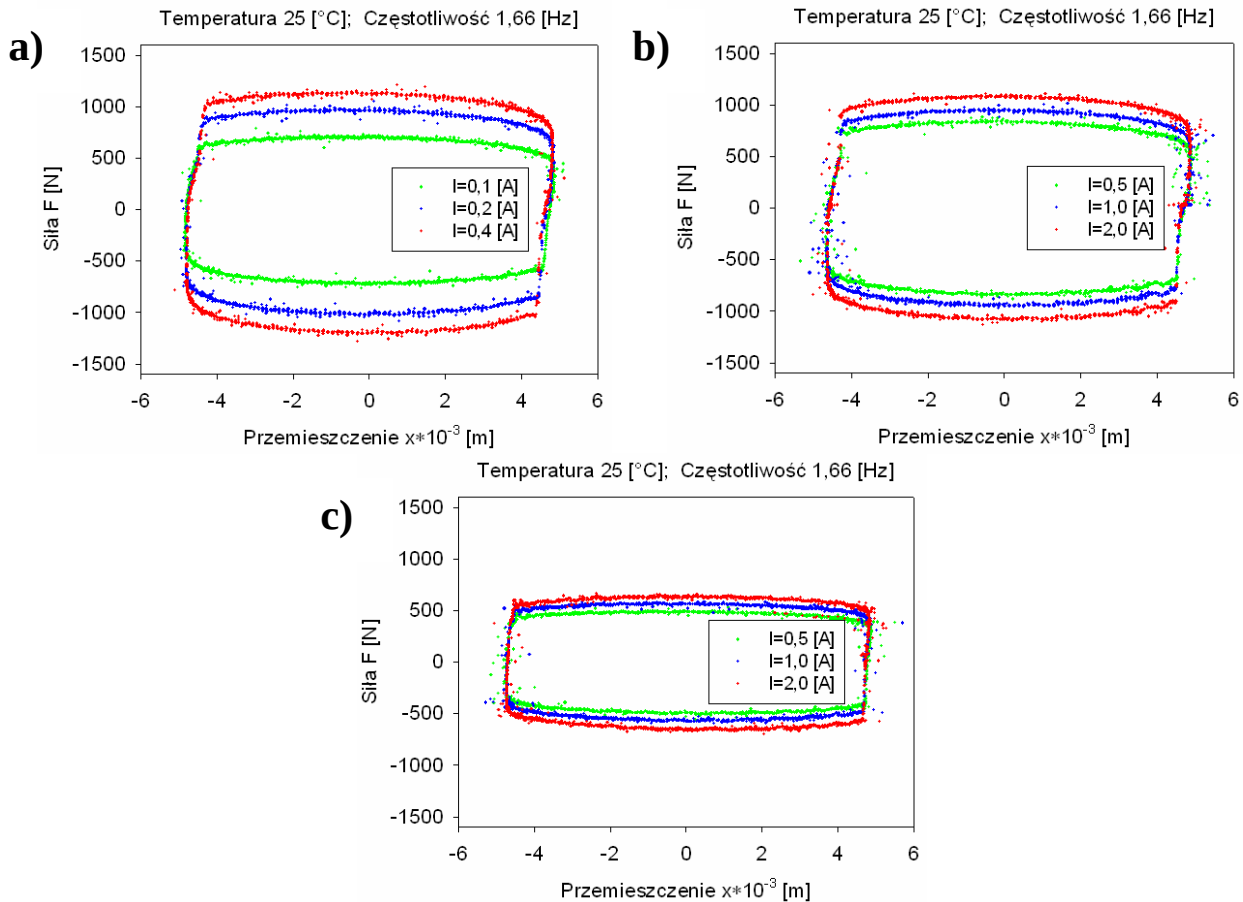


Rys. 4.6. Charakterystyki tłumiące amortyzatora LORD RD 1005-3, przy trzech wartościach częstotliwościach oscylacji tłoka: 1,66; 3,33; 6,67 [Hz], ilustrujące zmiany wartości siły, rejestrowanej na tłoczysku, w funkcji przemieszczenia tłoka; parametry realizacji eksperymentu: wartość natężenia prądu: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4 [A]; wartość temperatury 25 [°C]

Na rys. 4.7 pokazano charakterystyki tłumiące tłumika T-MR SiMR 132 DG, dla trzech wartości wysokości szczelin: (a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]. Badania zostały przeprowadzone, przy wartości temperatury wynoszącej: 25 [°C]. Wartość częstotliwość oscylacji tłoczyska dla tego przypadku wynosiła 1,66 [Hz]. Dla wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m], badania przeprowadzono przy trzech wartościach natężenia prądu elektrycznego: 0,1; 0,2; 0,4 [A], zaś dla szczelin $h=7 \times 10^{-4}$ [m] oraz $h=10 \times 10^{-4}$ [m], przy wartościach natężenia prądu: 0,5; 1,0; 2,0 [A].

Niewielki wzrost wartości natężenia prądu, od 0,1 do 0,4 [A], spowodował wzrost wartości siły tłumiącej o 50%, przy wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m]. W przypadku zmian wartości natężenia prądu z 0,5 do 2,0 [A], przy szczelinie $h=7 \times 10^{-4}$ [m], oraz w przypadku szczeliny $h=10 \times 10^{-4}$ [m], wzrost wartości siły wynosił 40%.

W załączniku 1, przedstawiono szczegółowe wyniki badań, dotyczące tłumika T-MR SiMR 132 DG, uwzględniające m.in. zmiany wartości natężenia prądu, na charakterystyki pracy badanego urządzenia.



Rys. 4.7. Charakterystyki tłumiące tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy trzech wartościach wysokości szczeliny: (a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]; parametry realizacji eksperymentu: wartość częstotliwości oscylacji tłoczyska: 1,66 [Hz]; wartość temperatury: 25 [°C]

4.2.4. Badania wpływu zmian temperatury cieczy na siłę tłumienia badanego urządzenia

Nagrzewanie się tłumików i amortyzatorów jest zjawiskiem charakterystycznym podczas ich pracy. Realizując badania cieczy magnetoreologicznej, pracującej w urządzeniach MR, należy również, o ile to jest możliwe, określić wpływ zmian wartości temperatury cieczy na zmianę wartości siły tłumienia badanego urządzenia. Źródłami ciepła w tłumiku MR są przede wszystkim:

- opory przepływu cieczy przez szczelinę,
- siły tarcia pracujących ze sobą elementów konstrukcji urządzenia,
- płynący prąd w solenoidzie.

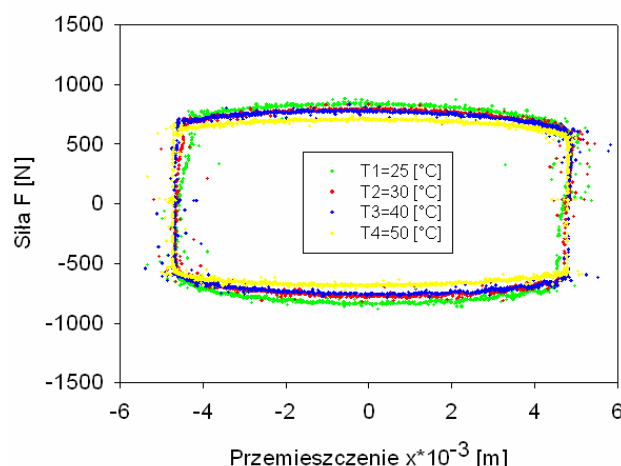
Prace [BAJKOWSKI, 2004], [BAJKOWSKI et al., 2007], [BOMBARD & JOEKES, 1999], [GUERRERO-SANCHEZ et al., 2009] zawierają dokładną analizę zjawiska wpływu wartości temperatury na parametry cieczy magnetoreologicznej. W jednej z nich [BAJKOWSKI et al., 2007], dokonując, w warunkach eksploatacyjnych tłumika, pomiaru wartości temperatury cieczy MR, wewnątrz urządzenia i na jego obudowie, udowodniono m.in., że wartości te, różnią się nie więcej niż 2-3 [°C], w całym badanym zakresie dopuszczalnych zmian temperatury pracy tłumika.

W związku z tym, że różnice temperatury, między temperaturą panującą wewnątrz tłumika oraz na zewnątrz, są niewielkie oraz z uwagi na ograniczoną możliwość wprowadzenia czujnika temperatury do wnętrza badanego urządzenia, autor prezentowanej pracy, dokonał rejestracji zmian wartości temperatury badanego urządzenia, za pomocą termopary, zamontowanej na obudowie tłumika, na której ciepło generowane było poprzez zjawiska zachodzące wewnątrz urządzenia. Dokonując takiego wyboru, autor decydował się warunkami pracy urządzenia z cieczą magnetoreologiczną, zbliżonymi do rzeczywistych, w zakresie temperatur 25÷50 [°C]. W związku z powyższym, przeprowadzone zostały badania zmiany wartości siły tłumienia badanego tłumika T-MR SiMR 132 DG, dla czterech wartości temperatur: 25; 30; 40; 50 [°C].

Zakres badań amortyzatora LORD RD 1005-3 nie uwzględniał analizy wpływu zmian wartości temperatury urządzenia (pracującej cieczy magnetoreologicznej), ponieważ, nowo powstałemu prototypowi poświęcono najwięcej uwagi i to on został poddany szczegółowej procedurze badań, o czym zostało napisane w rozdziale 2.

Na rys. 4.8 przedstawiono przykładowe wyniki badań, przy czterech wartościach temperatury: $T_1=25$; $T_2=30$; $T_3=40$; $T_4=50$ [°C], oraz przy wartości natężenia prądu 0,5 [A], wartości częstotliwości oscylacji 1,66 [Hz], przy wartości wysokości szczeliny wynoszącej: 7×10^{-4} [m]. Wzrost wartości temperatury (od 25 [°C] do 50 [°C]), pociąga za sobą spadek, wartości siły tłumiącej działającej na tłoczysko, w tym przypadku, o ok. 15%.

Szczegółowe wyniki badań dotyczące tłumika T-SiMR 132 DG zostały zamieszczone w załączniku 1, gdzie na rys. 1.1; 1.5; 1.9 przedstawiono wyniki badań przy wartości temperatury wynoszącej 25 [°C]; na rys. 1.2; 1.6; 1.10 wyniki badań przy wartości temperatury wynoszącej 30 [°C]; na rys. 1.3; 1.7; 1.11 wyniki badań przy wartości temperatury wynoszącej 40 [°C]; na rys. 1.4; 1.8; 1.12 wyniki badań przy wartości temperatury 50 [°C].



Rys. 4.8. Charakterystyki pracy tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy czterech wartościach temperatury: $T_1=25$; $T_2=30$; $T_3=40$; $T_4=50$ [°C], przy wartości natężenia prądu 0,5 [A], wartości częstotliwości oscylacji tłoczyska 1,66 [Hz] przy wartości wysokości szczeliny: 7×10^{-4} [m]

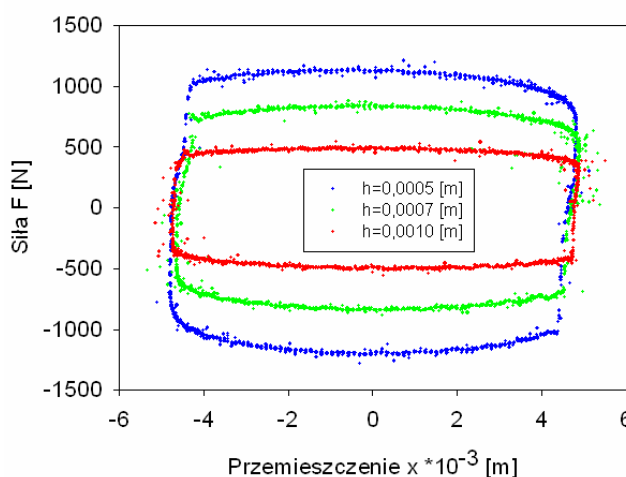
4.2.5. Badania wpływu wysokości szczeliny na siłę tłumienia badanego urządzenia

Wielkość i kształt szczeliny w głowicy urządzenia, przez którą przepływa ciecz magnetoreologiczna, w istotny sposób wpływa, na siłę tłumienia. Wielkość szczeliny charakteryzuje m.in. objętość przepływającej cieczy, będącej pod wpływem pola magnetycznego, zatem mocno związana jest z możliwościami sterowania pracą urządzenia. Kształt szczeliny określa również kształt pola magnetycznego. Dokonanie właściwego wyboru wysokości szczeliny ma duże znaczenie dla zakresu zmienności prędkości ścinania cieczy. W związku z powyższym, aby móc zrealizować analizę wpływu wysokości szczeliny w badaniach eksperymentalnych, posłużono się w tym celu prototypem tłumika T-MR SiMR 132 DG, w którym, dzięki zmianie głowicy, możliwe były zmiany wartości wysokości szczeliny, a mianowicie: $h=5 \times 10^{-4}$; 7×10^{-4} oraz 10×10^{-4} [m]. Zadanie to pozwoliło ocenić czy i jak wysokość szczeliny wpływa na umowną granicę plastyczności, maksymalne naprężenia ścinające cieczy w szczelinie, wartości parametrów modeli lepkoplastycznych, jak również na parametry pracy urządzenia, przy założeniu jej kształtu, w kształcie pierścienia, którego średnicę wewnętrzną określa zewnętrzny wymiar rdzenia i solenoid, a średnicę zewnętrzną, wewnętrzny kształt pierścienia zewnętrznego głowicy.

W przypadku amortyzatora LORD RD 1005-3, który produkowany jest masowo, z jednym rodzajem głowicy, możliwe było przeprowadzenie badań tylko dla jednego rodzaju szczeliny, $h=5 \times 10^{-4}$ [m].

Na rys. 4.9 przedstawiono przykładowe charakterystyki pracy tłumika T-MR SiMR 132 DG. Zaprezentowano wpływ wysokości roboczej szczeliny na wartość siły tłumiącej,

działającej na tłoczysko tłumika. Dla wartości wysokości szczeliny wynoszącej 5×10^{-4} [m], zanotowano wartość siły 1200 [N], a zwiększenie wartości wysokości szczeliny do wartości 10×10^{-4} [m], spowodowało spadek wartości siły do 500 [N], co stanowi blisko 60%. Parametry próby wynosiły: wartość częstotliwości oscylacji: 1,66 [Hz]; wartość natężenia prądu 0,5 [A] (0,4 [A] przy wartości wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]); wartość temperatury obudowy tłumika 25 [°C].



Rys. 4.9. Przykładowe charakterystyki pracy tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy trzech wartościach wysokości szczelin: 5×10^{-4} ; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m]; parametry eksperymentu: wartość częstotliwości oscylacji tłoka 1,66 [Hz]; wartość natężenia prądu 0,5 [A]; (0,4 [A] przy wartości wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]); wartość temperatury obudowy tłumika 25 [°C]

Szczegółowe wyniki badań dotyczące tłumika T-SiMR 132 DG zostały zamieszczone w załączniku 1, gdzie na rys. 1.1÷1.4 przedstawiono wyniki badań przy wartości wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; na rys. 1.5÷1.8 wyniki badań przy wartości wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m], zaś na rys. 1.9÷1.12 wyniki badań przy wartości wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m].

4.3. Ocena jakości przeprowadzonych badań eksperymentalnych

Przeprowadzone badania amortyzatora i tłumika z cieczą magnetoreologiczną, a następnie otrzymane wyniki powinny być wiarygodne i użyteczne, aby móc dokonać analizy lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej. Warunkiem uzyskania wiarygodnych wyników jest wnikliwa analiza źródeł błędów.

Spełnienie warunku użyteczności jest ściśle związane z poprawnym określeniem dopuszczalnej niepewności pomiaru rozumianej jako graniczna wartość, przy której wynik pomiaru może jeszcze być podstawą do oceny [ARENDALSKI, 2003].

Nie ulega żadnej wątpliwości, że wykonywane pomiary wielkości fizycznych ograniczone są zawsze pewnym stopniem dokładności. Do źródeł niepewności pomiarowych zalicza się m.in.: błędy w odczycie wskazań oraz klasę dokładności przyrządów pomiarowych, wpływ warunków otoczenia, jak również niedoskonałość metody pomiarowej, czy skończoną precyzję narządów zmysłów obserwatora prowadzonych badań [JANICZEK, 2008].

Zastosowane na stanowisku badawczym urządzenia pomiarowe, zostały tak dobrane, aby, o ile to możliwe, zminimalizować bądź całkowicie uniknąć błędu metody pomiarowej. Do pomiaru siły oporu badanego urządzenia, zastosowany został tensometryczny czujnik siły, zaś do pomiaru przemieszczenia obudowy tłumika, czujnik indukcyjny. Klasa dokładności obu czujników wynosiła 5%. Kontrola temperatury odbywała się, za pomocą termopary, zlokalizowanej na powierzchni badanego urządzenia, którą cechuje duża niezawodność, brak zewnętrznego zasilania oraz mała bezwładność czasowa.

W czasie badań eksperymentalnych, realizator, w obecności asystenta technicznego, dokonywał, na bieżąco, oceny stanu połączeń urządzeń pomiarowych, ewentualnych luzów konstrukcji stanowiska badawczego tak, aby wyeliminować, do granic możliwości, m.in. błędy grube.

Starano się aby błędy środowiskowe były jak najmniejsze, tzn. pomiary odbywały się, w tej samej temperaturze, wilgotności i ciśnienia panującego w laboratorium. Zwracano dużą uwagę, aby wyeliminować czynniki zewnętrzne takie jak, pole elektryczne i magnetyczne. Ograniczenie czynników środowiskowych jest istotne, ze względu na fakt, że oddziałują one zarówno na system pomiarowy, jak i wartość mierzoną. Nie udało się jedynie wyeliminować pola magnetycznego wytwarzanego przez silnik elektryczny, który stanowił źródło napędu w omawianym stanowisku badawczym. W związku z tym, starano się, aby przewody połączeniowe, zainstalowanych urządzeń pomiarowych, ułożone były w taki sposób, aby ograniczyć do minimum wpływ pola magnetycznego, generowanego przez silnik i inne urządzenia zawierające w swojej konstrukcji obwód z płynącym prądem elektrycznym.

Autor pracy, nie dokonał precyzyjnej analizy rachunku błędu, ani nie wyznaczył przedziału niepewności otrzymanych rezultatów, ponieważ szczegółowa analiza wszystkich źródeł błędów omawianego stanowiska oraz błędów występujących w procesie pomiarowym, np. w postaci diagramu Ishikawy [SZCZEPANSKA, 1999], zajęłaby obszerną część pracy, a to nie jest jej celem. Twórca dysertacji, zwrócił uwagę, na jakość otrzymanych rezultatów, pod względem ich użyteczności do zamierzonego celu pracy, m.in. w późniejszym procesie

analizy lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej w warunkach eksploatacyjnych pracy tłumika.

Oczywiście można by było, zastosować inne rodzaje czujników pomiarowych z lepszą klasą dokładności, ale wiązałoby się to ze zwiększonymi kosztami zakupu aparatury pomiarowej, czy też przebudową stanowiska. Jednak, ze względu na ograniczone środki finansowe i konstrukcyjne, a także z uwagi na fakt, że zastosowane urządzenia i ich klasa dokładności są jak najbardziej wystarczające, w zaplanowanej metodyce badawczej, autor rozprawy jest przekonany, że jakość otrzymanych rezultatów badań eksperymentalnych jest poprawna, pod względem realizacji zamierzonego celu pracy.

5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych

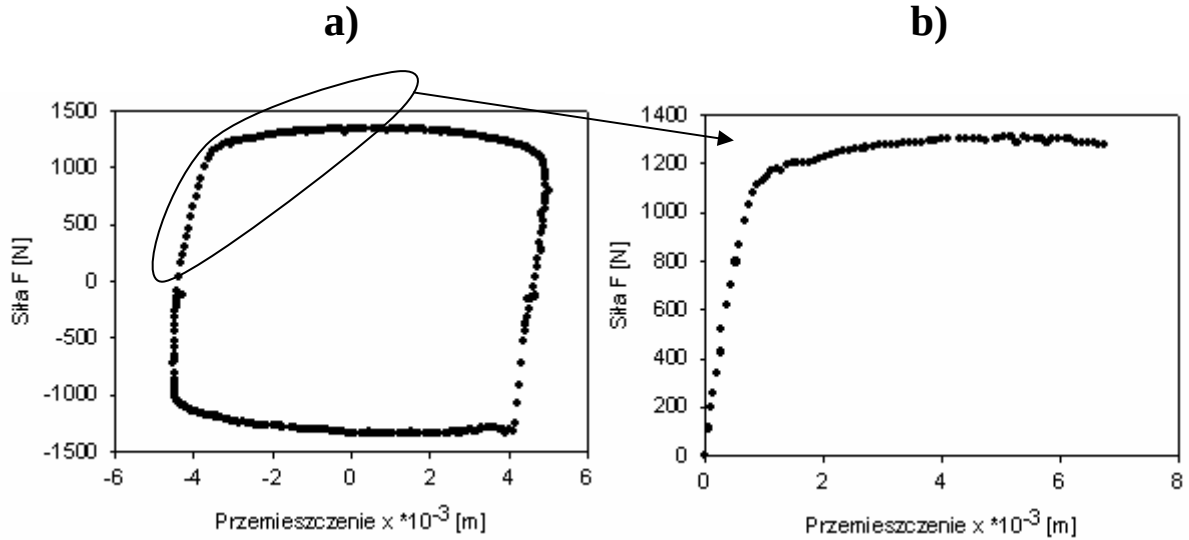
5.1. Wprowadzenie i metodyka analizy

Rezultaty przeprowadzonych cyklicznych prób eksperymentalnych pracy tłumika i amortyzatora, stały się bazą do przeprowadzenia analizy lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej znajdującej się w polu magnetycznym, w jej eksploatacyjnych warunkach pracy. Autor dysertacji postanowił dokonać analizy umownej granicy plastyczności, maksymalnych naprężeń ścinających cieczy MR, modułu Kirchoffa, w momencie, gdy przepływa ona przez roboczą szczelinę głowicy amortyzatora. Analiza tych parametrów cieczy MR zostanie poddana wpływowi prędkości ścinania cieczy, przepływającej przez szczelinę, a także zmianom natężenia prądu płynącego w solenoidzie oraz zmianom temperatury cieczy. Stosując wymienną głowicę w tłumiku T-MR SiMR 132 DG, możliwe było przeanalizowanie zmian wartości parametrów cieczy MR pod wpływem zmiany wysokości szczeliny.

Do analizy posłużył zamknięty cykl pracy badanego urządzenia. Na rys. 5.1a przedstawiono przykładowy wykres, ilustrujący zmianę wartości siły działającej na tłoczysko badanego tłumika, w funkcji przemieszczenia tłoczyska. Tak pokazana krzywa, stanowiła bazę do uzyskania wykresu zilustrowanego na rys. 5.1b. Krzywa z rys. 5.1b powstała, poprzez wycięcie z krzywej 5.1a fragmentu wykresu, na którym wartość siły zaczyna rosnąć. Następnie, aby ułatwić analizę, wyciętą krzywą przesunięto do zerowej pozycji wartości przemieszczenia. Fragment krzywej do analizy zaznaczono na rys. 5.1a.

Podane charakterystyki pracy urządzeń, przedstawione na rys. 5.1a oraz 5.1b, zawierają składowe siły tarcia, związane z samym urządzeniem. Autor pracy ocenił wpływ sił tarcia suchego na całkowitą wartość siły działającej na tłoczysko. Tłumik niewypełniony cieczą MR stawiał opór 9 N, co stanowi ok. 1-2% otrzymanej całkowitej wartości siły oporu na tłoczysku. Wielkość ta została świadomie pominięta, ze względu na jej bardzo małą

wartość. W związku z tak małym wpływem wartości sił tarcia, gdy tłumik nie jest wypełniony cieczą MR oraz brakiem sprężyny gazowej, autor na tej podstawie odwołał się bezpośrednio do analizowanej cieczy MR, w pracującym urządzeniu, tak aby móc maksymalnie, utożsamić pomiar z rzeczywistością, w jej eksploatacyjnych warunkach pracy.



Rys. 5.1.(a) Charakterystyka pracy siły działającej na tłoczek w funkcji przemieszczenia tłoczyska; (b) fragment zaznaczonej charakterystyki z rys. 5.1a

Tak przygotowana krzywa z rys. 5.1b, pozwoliła na przygotowanie danych do analizy cieczy MR, a umożliwiła wyliczenie: naprężeń ścinających cieczy τ , odkształcenia postaciowego cieczy γ , plastycznego odkształcenia postaciowego γ^I , które wyznaczono zgodnie z równaniami (5.1), (5.2) opisanymi poniżej:

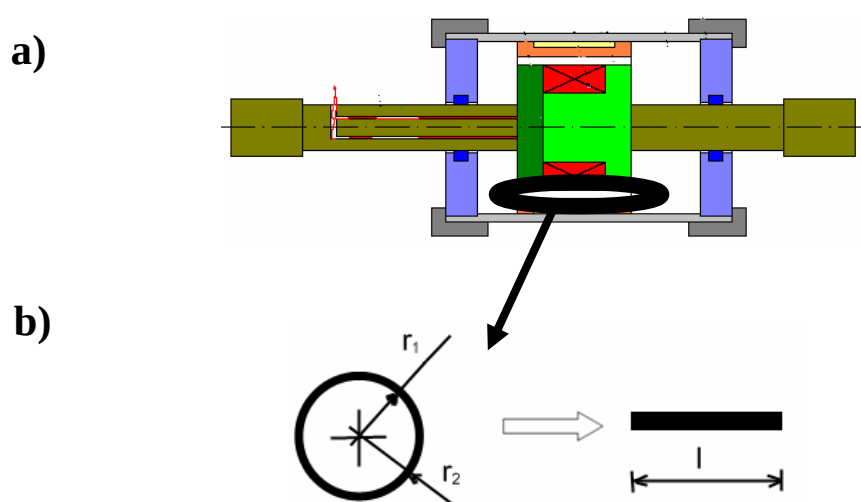
$$\tau = \frac{F}{A}, \quad \gamma = \frac{\Delta x}{h}, \quad (5.1)$$

$$\gamma^I = \gamma - \frac{\tau}{G}, \quad (5.2)$$

$$r = r_1 + \frac{2}{3}(r_2 - r_1), \quad A = 2\pi r l. \quad (5.3)$$

gdzie oznaczono: A - pole powierzchni ścinania cieczy w szczelinie, h - wartość wysokości szczeliny, Δx - przyrost wartości przemieszczenia, G - wartość modułu Kirchoffa, r_1 - wartość promienia wewnętrznego szczeliny, r_2 - wartość promienia zewnętrznego szczeliny, r - wartość promienia wyliczonego z równania (5.3), l - długość głowicy tłoczyska.

Na rys. 5.2a zaznaczono roboczą szczelinę głowicy tłumika, a na rys. 5.2b promienie r_1 , r_2 określające wysokość szczeliny oraz l długość głowicy.



Rys. 5.2. (a) Schemat tłumika z zaznaczoną roboczą szczeliną; (b) „widok” roboczej szczeliny

W tabelicy 5.1 zestawiono, dla każdej wartości wysokości szczeliny, parametry konstrukcyjne tłumika T-MR SiMR 132 DG oraz amortyzatora LORD 1005-3; podano wartości promieni r_1 , r_2 , długości l . Korzystając z równania (5.3), wyliczono promień „ścinania” r , oraz pole powierzchni ścinania A .

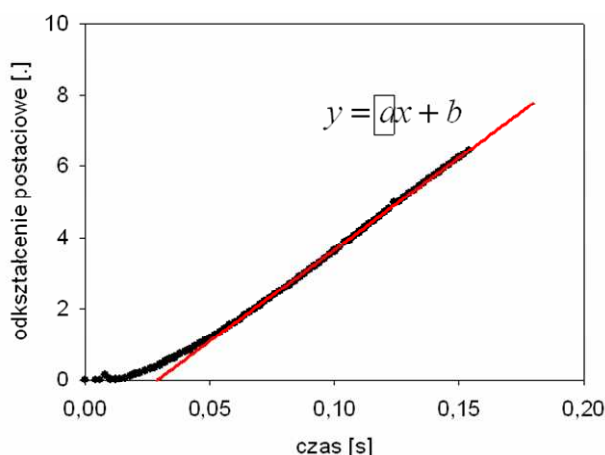
Zauważono, że zwiększenie o 100% wartości wysokości szczeliny od 5×10^{-4} [m] do 10×10^{-4} [m], spowodowało zmniejszenie powierzchni ścinania tylko o 1%.

Tabela 5.1. Zestawienie wymiarów szczeliny tłumika oraz amortyzatora

wielkość	symbol	szczelina $h=5 \times 10^{-4}$ [m]	szczelina $h=7 \times 10^{-4}$ [m]	szczelina $h=10 \times 10^{-4}$ [m]	LORD $h=5 \times 10^{-4}$ [m]	jednostka
promień wewnętrzny szczeliny	r_1	13,00	12,80	12,50	14,15	$\times 10^{-3}$ [m]
promień zewnętrzny szczeliny	r_2	13,50	13,50	13,50	14,65	$\times 10^{-3}$ [m]
promień „ścinania”	r	13,33	13,27	13,16	14,47	$\times 10^{-3}$ [m]
długość głowicy	l	32	32	32	25	$\times 10^{-3}$ [m]
wysokość szczeliny	h	0,5	0,7	1,0	0,5	$\times 10^{-3}$ [m]
pole powierzchni ścinania	A	2679	2667	2645	2272	$\times 10^{-6}$ [m]

Do wyznaczenia wartości prędkości ścinania, niezbędna była znajomość wartości odkształcenia postaciowego, w funkcji czasu. Wartość odkształcenia postaciowego została

wyliczona ze wzoru (5.1), a czas t rejestrowany był podczas eksperymentu. Realizując proces wyznaczenia prędkości ścinania, sporządzono wykres (rys. 5.3), ilustrujący narastanie wartości odkształcenia postaciowego w czasie t . Wartość prędkości odkształcenia została wyznaczona na podstawie współczynnika kierunkowego prostej przechodzącej przez odcinek krzywej, na której odkształcenie postaciowe osiągnęło maksymalną wartość. Na rys. 5.3 kolorem czerwonym zaznaczono linię prostą, której wartość współczynnika kierunkowego odpowiada wartości prędkości ścinania.



Rys. 5.3. Wyznaczanie prędkości ścinania

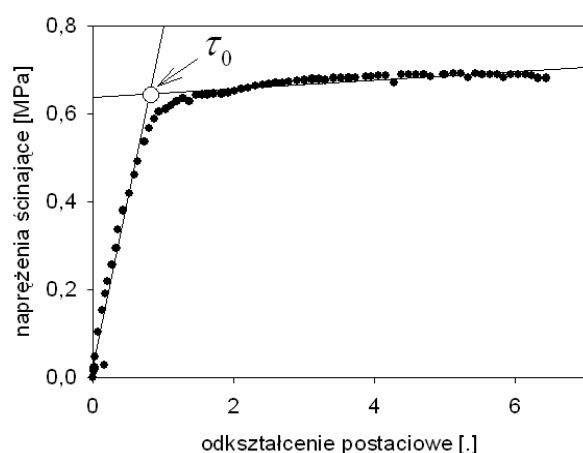
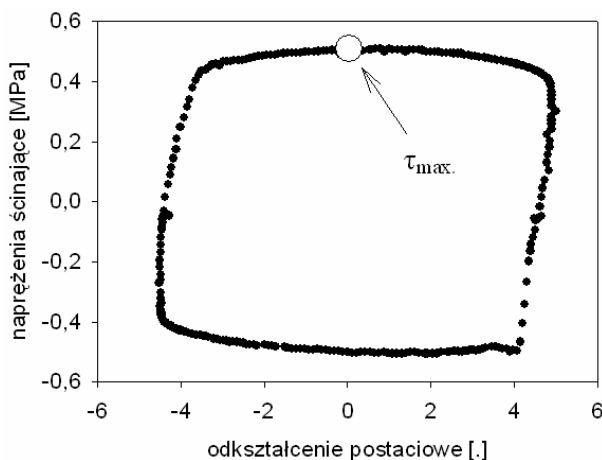
W ten sposób szacowano wartość prędkości ścinania dla każdej wartości częstotliwości oscylacji tłoczyska. Dla szczeliny o wysokości $h=5 \times 10^{-4}$ [m], przy wartości częstotliwości oscylacji tłoka: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz], wartość prędkości ścinania wynosi odpowiednio: 102; 202; 304 [1/s]; dla wartości wysokości szczeliny $h=7 \times 10^{-4}$, odpowiednio 73; 144; 217 [1/s] oraz dla wartości wysokości szczeliny $h=10 \times 10^{-4}$ [1/s], wartość prędkości ścinania wynosi: 51; 101; 152 [1/s]. Należy zauważyć, że pomimo tych samych częstotliwości oscylacji tłoczyska, przy różnych wartościach wysokości szczeliny, otrzymaliśmy różne wartości prędkości ścinania, a zwiększenie wartości wysokości szczeliny dwukrotnie, powoduje dwukrotne zmniejszenie wartości prędkości ścinania. Wyniki obliczeń prędkości ścinania, przy tych samych częstotliwościach oscylacji tłoka i różnych wartościach wysokości szczeliny przedstawiono w tablicy 5.2.

Tablica 5.2. Zestawienie częstotliwości oscylacji tłoka i prędkości ścinania cieczy

wysokość szczeliny [m]	częstotliwość oscylacji [Hz]	prędkość ścinania [1/s]
$h=5 \times 10^{-4}$	1,66	102
	3,33	202
	5,00	304
$h=7 \times 10^{-4}$	1,66	73
	3,33	144
	5,00	217
$h=10 \times 10^{-4}$	1,66	51
	3,33	101
	5,00	152

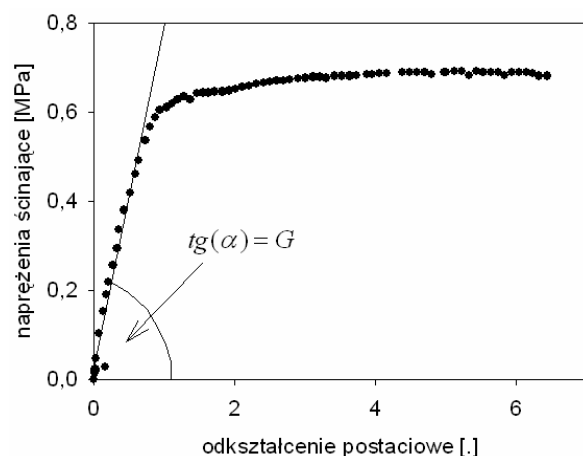
W celu oszacowania wartości umownej granicy plastyczności cieczy magnetoreologicznej, w otoczeniu pola magnetycznego, pracującej w badanym urządzeniu, niezbędne było sporządzenie wykresu (rys. 5.4), na którym przedstawiono przebieg wartości naprężeń ścinających w funkcji odkształcenia. Wartości naprężeń ścinających oraz odkształcenia postaciowego zostały wyliczone z równań (5.1). Umowną granicę plastyczności, w tym przypadku, wyznacza punkt przecięcia się dwóch prostych, jednej odwzorowującej w przybliżeniu sprężystą część naprężenia ścinającego w funkcji odkształcenia postaciowego i drugiej, ilustrującej również w przybliżeniu, zmianę wartości plastycznych.

Na rys. 5.5 zilustrowano, wyznaczenie maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy MR, przepływającej przez roboczą szczelinę głowicy tłoka. Maksymalna wartość naprężeń ścinających, została wyznaczona w stałym punkcie, gdzie na rys. 5.5 wartość odkształcenia postaciowego wynosi zero, a prędkość liniowa tłoczyska jest maksymalna. Wykres na rys. 5.5 powstał poprzez wyliczenie wartości naprężeń ścinających i wartości odkształcenia postaciowego z równań (5.1). Danymi wejściowymi była wartość siły działającej na tłoczysko oraz wartość przemieszczenia tłoka.

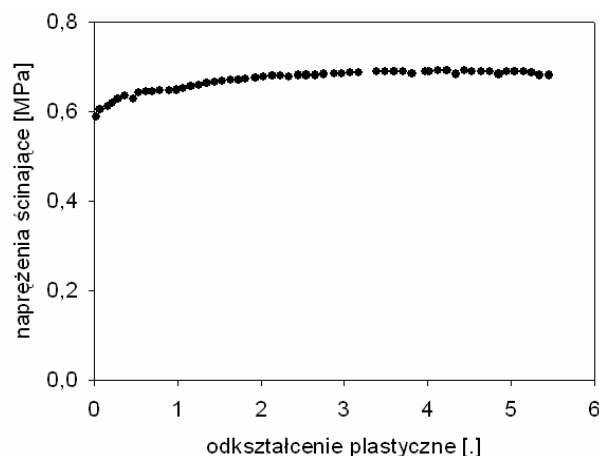
Rys. 5.4. Wyznaczenie umownej granicy plastyczności τ_0 cieczy MRRys. 5.5. Wyznaczenie maksymalnych naprężeń ścinających τ_{max}

Ta forma estymacji umownej granicy plastyczności oraz maksymalnych naprężeń ścinających została przyjęta w prezentowanej pracy i w ten sposób zostały przeliczone wartości cieczy MR, w kolejnych podrozdziałach.

Kolejnym parametrem, opisującym właściwości cieczy MR w obecnym polu magnetycznym jest moduł Kirchoffa, zwany również modułem ścinania. Realizując proces wyznaczania modułu Kirchoffa, sporządzony został wykres (rys. 5.6), ilustrujący zmianę wartości naprężeń ścinających w funkcji odkształcenia postaciowego. Tangens kąta nachylenia prostej, odwzorowującej w przybliżeniu część sprężystą krzywej do osi odciętych, na której odłożone zostały wartości odkształcenia postaciowego, wyraża wartość modułu Kirchoffa.



Rys. 5.6. Wyznaczenie modułu Kirchoffa

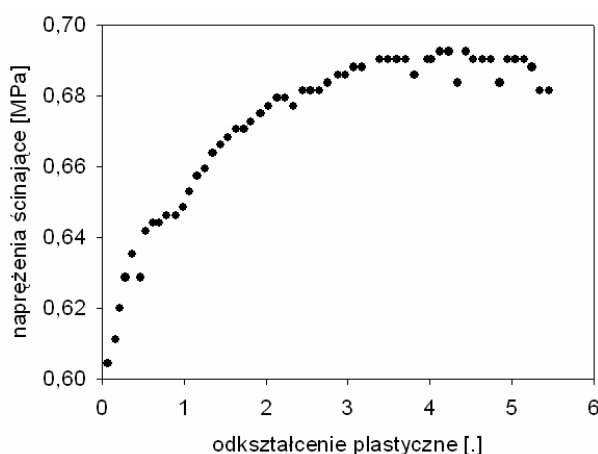


Rys. 5.7. Naprężenia ścinające w funkcji odkształcenia plastycznego

Wartości odkształcenia plastycznego, zostały wyliczone z równania (5.2). Na rys. 5.7 zilustrowano przebieg krzywej z rys. 5.4 powyżej umownej granicy plastyczności τ_0 .

Na rys. 5.8 przedstawiono tę samą krzywą co na rys. 5.7, ale w innej skali na osi rzędnych, na której odłożono wartości naprężeń ścinających.

Eliminując z całkowitej wartości odkształceń postaciowych część sprężystą, otrzymano przebieg reprezentujący lepkoplastyczne właściwości cieczy magnetoreologicznej, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika. Niezwykle ważna jest wartość umownej granicy plastyczności, po przekroczeniu której, jak pokazano na rys. 5.8, w kolejnej fazie odkształceń plastycznych, otrzymujemy lepkoplastyczny przebieg badanej cieczy MR.



Rys. 5.8. Wykres ilustrujący zmiany wartości naprężeń ścinających w funkcji odkształceń plastycznych

Opisana bezpośrednio powyżej metodyka prezentacji naprężeń ścinających, odkształcenia postaciowego, jej części plastycznej, estymacja umownej granicy plastyczności oraz maksymalnych naprężeń ścinających, modułu Kirchoffa, posłużyła do dokładnej analizy cieczy MR w obecnym polu magnetycznym. Analiza ta stanowi bazę do identyfikacji praw lepkoplastycznych, typowych dla metali, w opisie zachowania i własności badanej cieczy magnetoreologicznej, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika.

Bezpośrednio poniżej przedstawione zostały wyniki analizy parametrów cieczy MR, pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3 (rozdział 5.2) oraz w tłumiku T-MR SiMR 132 DG (rozdział 5.3).

5.2. Wyniki analizy cieczy MR w amortyzatorze LORD RD 1005-3

Przeprowadzone badania amortyzatora LORD RD 1005-3, opisane w rozdziale 4, stały się bazą do przeprowadzenia analizy, zgodnie z metodyką opisaną w rozdziale 5.1. Postępując zgodnie z metodyką analizy cieczy MR, pracującej w roboczej szczelinie głowicy badanego urządzenia, estymowano wartości umownej granicy plastyczności oraz maksymalne wartości naprężeń ścinających.

W tablicy 5.3. zestawiono wartości umownej granicy plastyczności w funkcji wartości natężenia prądu, płynącego w solenoidzie badanego urządzenia, a także w funkcji prędkości ścinania.

Zauważono, że wraz ze wzrostem wartości prędkości ścinania, w badanym przedziale 101-404 [1/s], wzrasta wartość umownej granicy plastyczności. Również rosnąca wartość natężenia prądu płynącego w solenoidzie, powoduje wzrost wartości umownej granicy

plastyczności. Dla wartości prędkości ścinania wynoszącej 101 [1/s] przy wartości natężenia prądu 0,2 [A], wartość umownej granicy plastyczności wynosi 0,24 [MPa], natomiast wzrost wartości natężenia prądu do 1,4 [A], powoduje wzrost wartości umownej granicy plastyczności o 200%, do 0,74 [MPa]. Dane z tabeli 5.3. zamieszczono na rys. 5.9, na którym zaprezentowano wpływ wartości prędkości ścinania i wartości natężenia prądu na wartość umownej granicy plastyczności cieczy znajdującej się w amortyzatorze LORD RD 1005-3. Zmiany wartości umownej granicy plastyczności, w tym przypadku, zawierają się w przedziale 0,24-0,88 [MPa].

W tabelicy 5.4. przedstawiono maksymalne wartości naprężeń ścinających cieczy MR w amortyzatorze LORD RD 1005-3, w funkcji natężenia prądu, płynącego w solenoidzie, badanego urządzenia, a także w funkcji prędkości ścinania. Podobnie jak w przypadku wartości umownej granicy plastyczności, tak i maksymalne wartości naprężeń ścinających rosną wraz z rosnącą wartością prędkości ścinania, jak również z rosnącą wartością natężenia prądu. Zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy, w tym przypadku, zawierają się w przedziale 0,25-0,91 [MPa].

Porównując wartości umownej granicy plastyczności z wartościami maksymalnych naprężeń ścinających, okazuje się, że różni je stała wartość wynosząca 0,02 [MPa], niezależna od wartości prędkości ścinania cieczy MR.

Wzrastające wartości umownej granicy plastyczności, wraz z rosnącą wartością prędkości ścinania są bardzo ważne, ze względu na fakt, że jest to warunek umożliwiający estymowanie parametrów nieliniowych praw lepkoplastycznych.

Tablica 5.3. Zestawienie wartości umownej granicy plastyczności w funkcji natężenia prądu

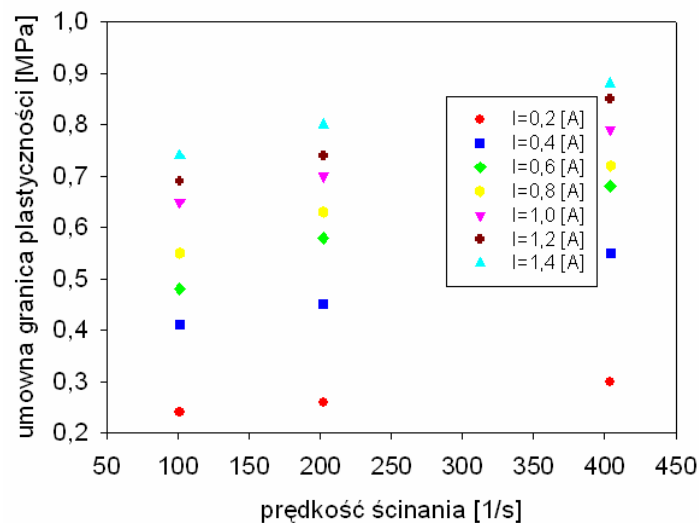
natężenie prądu [A]		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
umowna granica plastyczności [MPa]		τ_0						
prędkość ścinania [1/s]	101	0,24	0,41	0,48	0,55	0,65	0,69	0,74
	202	0,26	0,45	0,58	0,63	0,70	0,74	0,80
	404	0,30	0,55	0,68	0,72	0,79	0,85	0,88

Tablica 5.4. Zestawienie wartości max. naprężeń ścinających w funkcji natężenia prądu

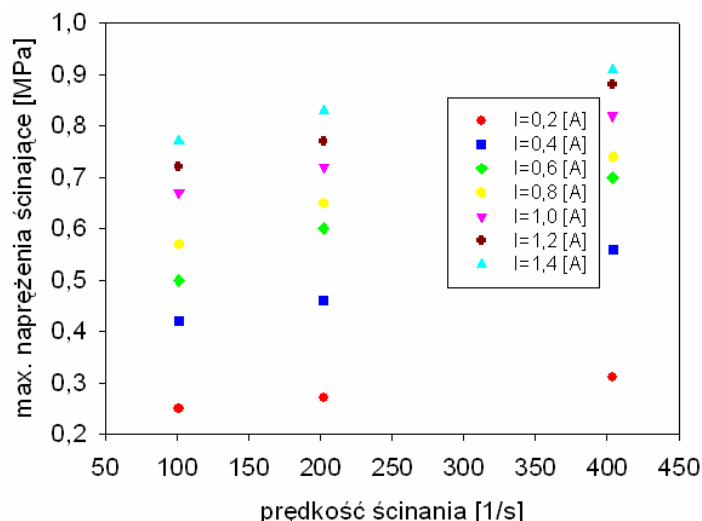
natężenie prądu [A]		0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
max. naprężenia ścinające [MPa]		$\tau_{\max}$						
prędkość ścinania [1/s]	101	0,25	0,42	0,50	0,57	0,67	0,72	0,77
	202	0,27	0,46	0,60	0,65	0,72	0,77	0,83
	404	0,31	0,56	0,70	0,74	0,82	0,88	0,91

Na rys. 5.10 zaprezentowano wpływ wartości prędkości ścinania i wartości natężenia prądu na wartości maksymalnych naprężeń ścinających cieczy, przepływającej przez roboczą szczelinę głowicy amortyzatora LORD RD 1005-3.

Wyznaczona wartość modułu Kirchhoffa wynosiła $G=0,85$ [MPa] i była niezależna od prędkości ścinania oraz od natężenia prądu w całym badanym zakresie.



Rys. 5.9. Wpływ prędkości ścinania i natężenia prądu na wartość umownej granicy plastyczności cieczy w amortyzatorze LORD RD 1005-3



Rys. 5.10. Wpływ prędkości ścinania i natężenia prądu na maksymalne wartości naprężeń ścinających cieczy w amortyzatorze LORD RD 1005-3

5.3. Wyniki analizy cieczy MR w tłumiku T-MR SiMR 132 DG

5.3.1. Analiza wpływu częstotliwości oscylacji tłoka, prędkości ścinania cieczy i wysokości szczeliny

Postępując zgodnie z metodyką estymacji umownej granicy plastyczności, maksymalnych naprężeń ścinających oraz modułu Kirchhoffa, otrzymano wyniki badań cieczy MR 132 DG pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG. Następnie dokonano analizy

5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych

rezultatów z uwzględnieniem częstotliwości oscylacji tłoka, natężenia prądu płynącego w solenoidzie, temperatury, prędkości ścinania i wysokości szczeliny. Wzrost prędkości ścinania oraz wzrost natężenia prądu powoduje wzrost wartości umownej granicy plastyczności, zaś wzrost temperatury, wywołuje spadek wartości umownej granicy plastyczności. Wysokość szczeliny wpływa znacząco na wartość umownej granicy plastyczności, która w przypadku szczeliny o wysokości 10×10^{-4} [m] jest około 50% mniejsza, przy wartości natężenia prądu 0,5 [A], niż dla wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m], przy wartości natężenia prądu 0,4 [A].

W tablicy 5.5 zestawiono wartości umownej granicy plastyczności cieczy 132 DG w tłumiku T-MR SiMR 132 DG.

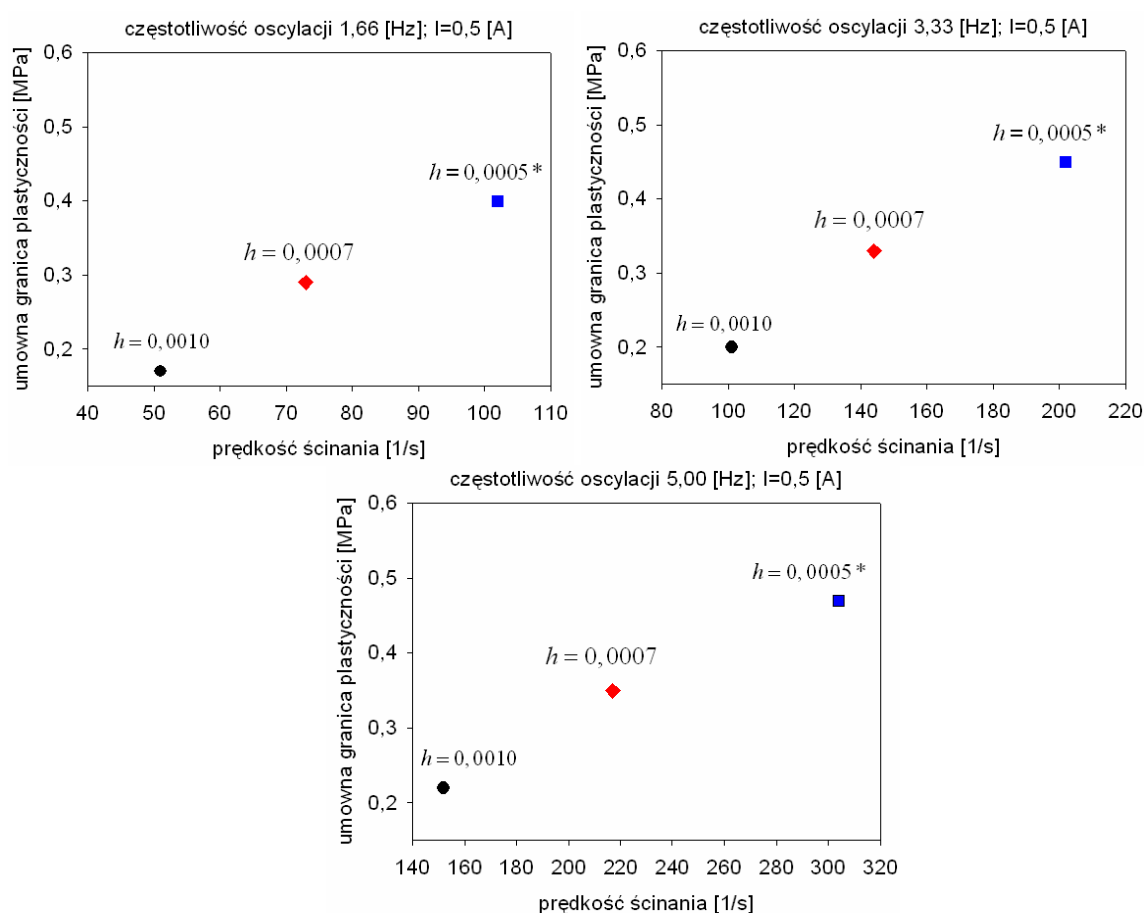
Tablica 5.5. Zestawienie wartości umownej granicy plastyczności cieczy 132 DG

szczelina [m]	5×10^{-4}				7×10^{-4}				10×10^{-4}			
temperatura [°C]	25				25				25			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
umowna granica plastyczności [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,23	0,32	0,40	73	0,29	0,32	0,37	51	0,17	0,20	0,22
	202	0,26	0,36	0,45	144	0,33	0,36	0,41	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,27	0,40	0,47	217	0,35	0,39	0,45	152	0,22	0,24	0,27
temperatura [°C]	30				30				30			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
umowna granica plastyczności [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,22	0,30	0,36	73	0,26	0,29	0,33	51	0,17	0,19	0,22
	202	0,24	0,34	0,44	144	0,32	0,35	0,38	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,26	0,39	0,46	217	0,34	0,37	0,43	152	0,21	0,24	0,27
temperatura [°C]	40				40				40			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
umowna granica plastyczności [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,21	0,29	0,35	73	0,25	0,28	0,32	51	0,16	0,19	0,22
	202	0,23	0,33	0,40	144	0,30	0,33	0,36	101	0,19	0,21	0,24
	304	0,24	0,38	0,43	217	0,33	0,35	0,42	152	0,20	0,23	0,26
temperatura [°C]	50				50				50			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
umowna granica plastyczności [MPa]	τ_0				τ_0				τ_0			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,20	0,28	0,33	73	0,23	0,27	0,30	51	0,15	0,18	0,21
	202	0,22	0,31	0,36	144	0,26	0,31	0,35	101	0,18	0,20	0,23
	304	0,23	0,35	0,41	217	0,29	0,33	0,40	152	0,19	0,22	0,25

Dane zamieszczone w tablicy 5.5 posłużą do przygotowania wykresów, ilustrujących zmiany umownej granicy plastyczności, w zależności od zadanego parametru pracy.

Na rys. 5.11, przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji tłoczyska: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz], wartości natężenia prądu 0,5 [A], przedstawiono wpływ wysokości szczeliny na umowną granicę plastyczności. Dla wysokości szczeliny o wartości 5×10^{-4} [m], wartość natężenia prądu wynosiła 0,4 [A]. Przy tych samych wartościach częstotliwości oscylacji,

przy różnych wartościach wysokości szczeliny, otrzymano różne wartości prędkości ścinania. Wraz ze wzrostem wartości prędkości ścinania cieczy pracującej w tłumiku, wzrastała wartość umownej granicy plastyczności badanej cieczy MR. Porównując zestawione dane na wykresach z rys. 5.11, można stwierdzić, że największe wartości naprężeń ścinających otrzymuje się, gdy wielkość szczeliny wynosi $h=5 \times 10^{-4}$ [m]; zaś przy wartości wysokości szczelin wynoszących $h=7 \times 10^{-4}$ [m] oraz $h=10 \times 10^{-4}$ [m], przy tych samych wartościach częstotliwości oscylacji, wartości natężenia prądu i wartości temperatury, wyliczone wartości naprężeń ścinających są mniejsze.



Rys. 5.11. Wpływ prędkości ścinania oraz wysokości szczeliny na umowną granicę plastyczności cieczy w tłumiku T-SiMR MR 132 DG, przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz]; (* $I=0,4$ [A])

Tak jak z oceną wartości umownej granicy plastyczności, postąpiono z maksymalnymi wartościami naprężeń ścinających cieczy magnetoreologicznej 132 DG, pracującej w badanym tłumiku T-MR 132 DG.

W tabelicy 5.6 zestawiono maksymalne wartości naprężeń ścinających cieczy 132 DG w tłumiku T-MR SiMR 132 DG, z uwzględnieniem parametrów warunków pracy, takich jak: częstotliwości oscylacji tłoka, natężenia prądu płynącego w solenoidzie, temperatury obudowy urządzenia oraz wysokości szczeliny.

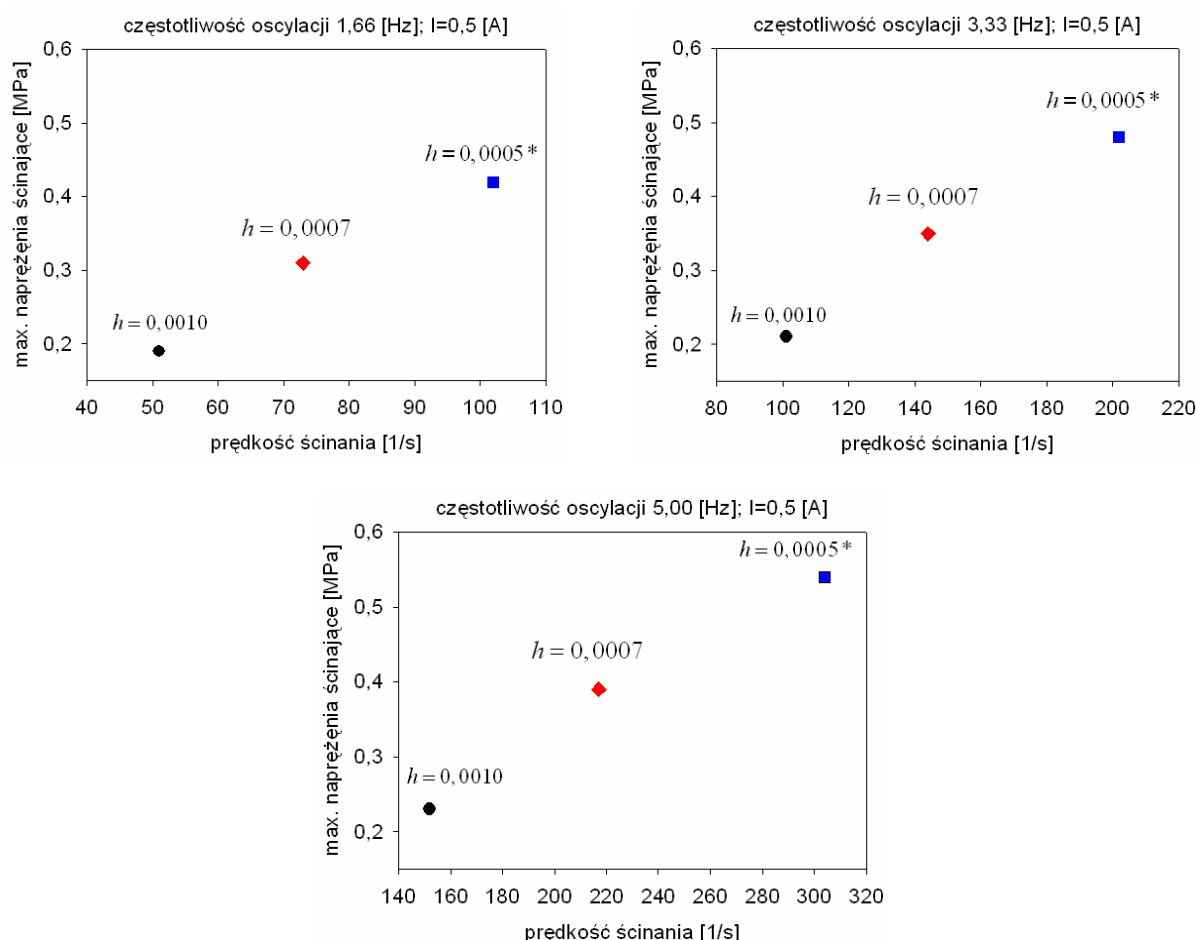
5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych

Podobnie jak w przypadku zmian wartości umownej granicy plastyczności, zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających, przyjmują taki sam charakter wzrostu bądź spadku wartości. Globalna różnica, pomiędzy wartością umownej granicy plastyczności a maksymalnymi wartościami naprężeń ścinających, zawiera się w przedziale 0,1-0,3 [MPa]. Różnice te maleją wraz ze wzrostem mierzonej temperatury, a rosną z rosnącą wartością natężenia prądu.

Tablica 5.6. Zestawienie maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy 132 DG

szczelina [m]	5×10^{-4}				7×10^{-4}				10×10^{-4}			
temperatura [°C]	25				25				25			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. naprężenia ścinające [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,26	0,35	0,42	73	0,31	0,35	0,40	51	0,19	0,22	0,24
	202	0,28	0,41	0,48	144	0,35	0,42	0,46	101	0,21	0,25	0,26
	304	0,32	0,45	0,54	217	0,39	0,44	0,47	152	0,23	0,26	0,28
temperatura [°C]	30				30				30			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. naprężenia ścinające [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,24	0,34	0,40	73	0,30	0,33	0,39	51	0,18	0,20	0,24
	202	0,28	0,40	0,48	144	0,35	0,40	0,44	101	0,20	0,22	0,26
	304	0,29	0,43	0,52	217	0,38	0,43	0,45	152	0,21	0,25	0,28
temperatura [°C]	40				40				40			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. naprężenia ścinające [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,22	0,32	0,38	73	0,29	0,32	0,38	51	0,18	0,20	0,24
	202	0,26	0,38	0,45	144	0,33	0,38	0,40	101	0,20	0,22	0,25
	304	0,26	0,41	0,46	217	0,34	0,39	0,40	152	0,21	0,23	0,27
temperatura [°C]	50				50				50			
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0			
max. naprężenia ścinające [MPa]	$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$				$\tau_{\max}$			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,21	0,31	0,37	73	0,28	0,31	0,36	51	0,18	0,19	0,22
	202	0,25	0,35	0,44	144	0,30	0,35	0,38	101	0,19	0,20	0,25
	304	0,25	0,40	0,45	217	0,30	0,35	0,38	152	0,19	0,22	0,26

Na rys. 5.12, przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji tłoczyska: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz], wartości natężenia prądu 0,5 [A] (0,4 [A] przy wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m]), przedstawiono wpływ wysokości szczeliny, na maksymalne naprężenia ścinające cieczy, pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG. Wraz ze wzrostem prędkości ścinania cieczy pracującej w tłumiku, wzrastały maksymalne naprężenia ścinające badanej cieczy MR. Analizując zestawione dane na wykresach z rys. 5.12 można stwierdzić, że największe zmiany wartości naprężeń ścinających otrzymuje się, gdy wielkość szczeliny wynosi $h=5 \times 10^{-4}$ [m]; zaś dla wysokości szczelin wynoszących $h=7 \times 10^{-4}$ [m] oraz $h=10 \times 10^{-4}$ [m], przy tych samych częstotliwościach oscylacji tłoka, natężeniu prądu i temperatury, wartości naprężeń ścinających są mniejsze.



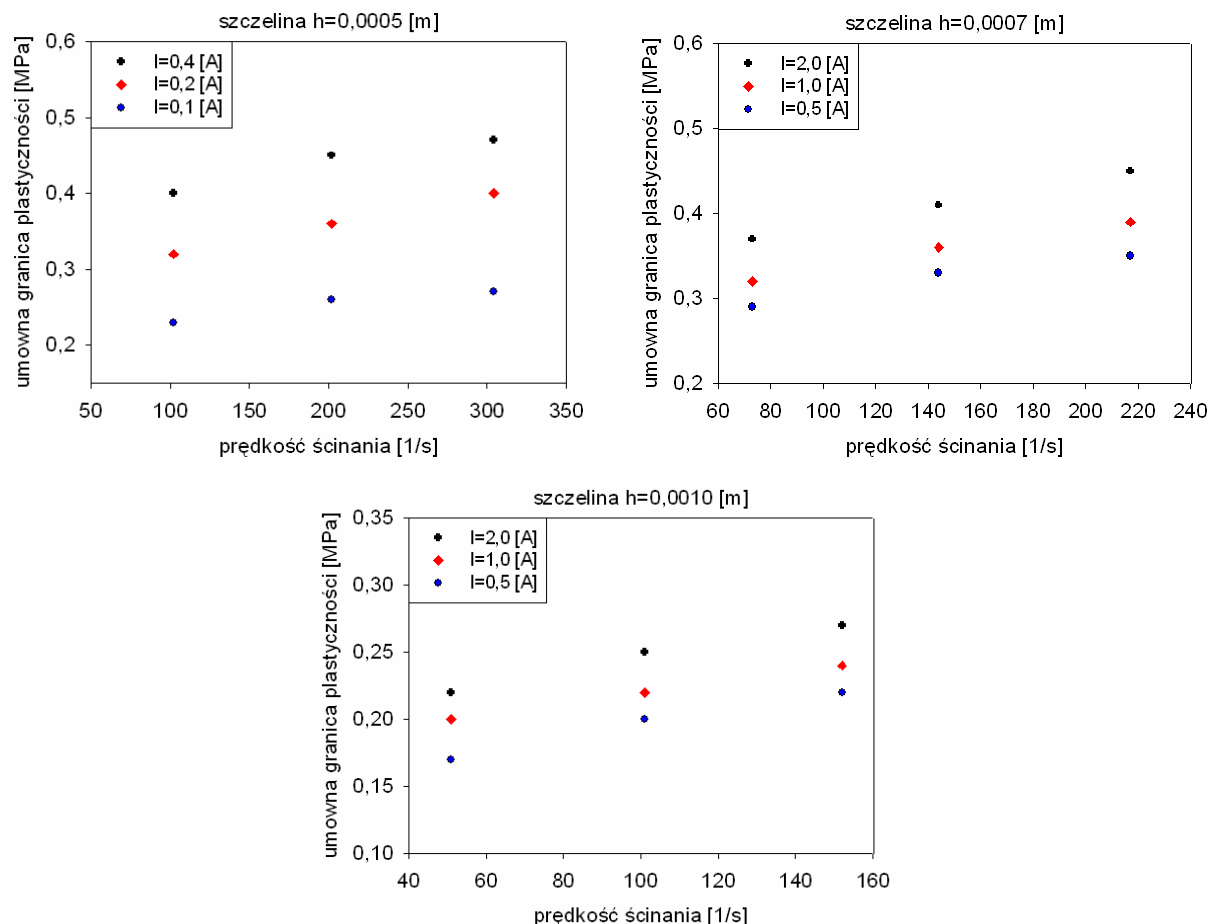
Rys. 5.12. Wpływ prędkości ścinania oraz wysokości szczeliny na maksymalne wartości naprężeń ścinających cieczy w tłumiku T-SiMR MR 132 DG, przy trzech wartościach częstotliwości oscylacji: 1,66; 3,33; 5,00 [Hz]

5.3.2 Analiza wpływu prędkości ścinania i natężenia prądu

Zmiana wartości natężenia prądu w uzwojeniu cewki, wpływa na wartość natężenia pola magnetycznego. Wytworzone pole magnetyczne, oddziałuje na przepływającą przez szczelinę ciecz magnetoreologiczną. Rozpatrywane maksymalne naprężenia ścinające w szczelinie głowicy, wzrastają nie tylko ze wzrastającą prędkością jej ścinania, czy malejącą wartością wysokości szczeliny. Zmiana natężenia prądu skutkuje również zmianami wartości omawianych naprężeń.

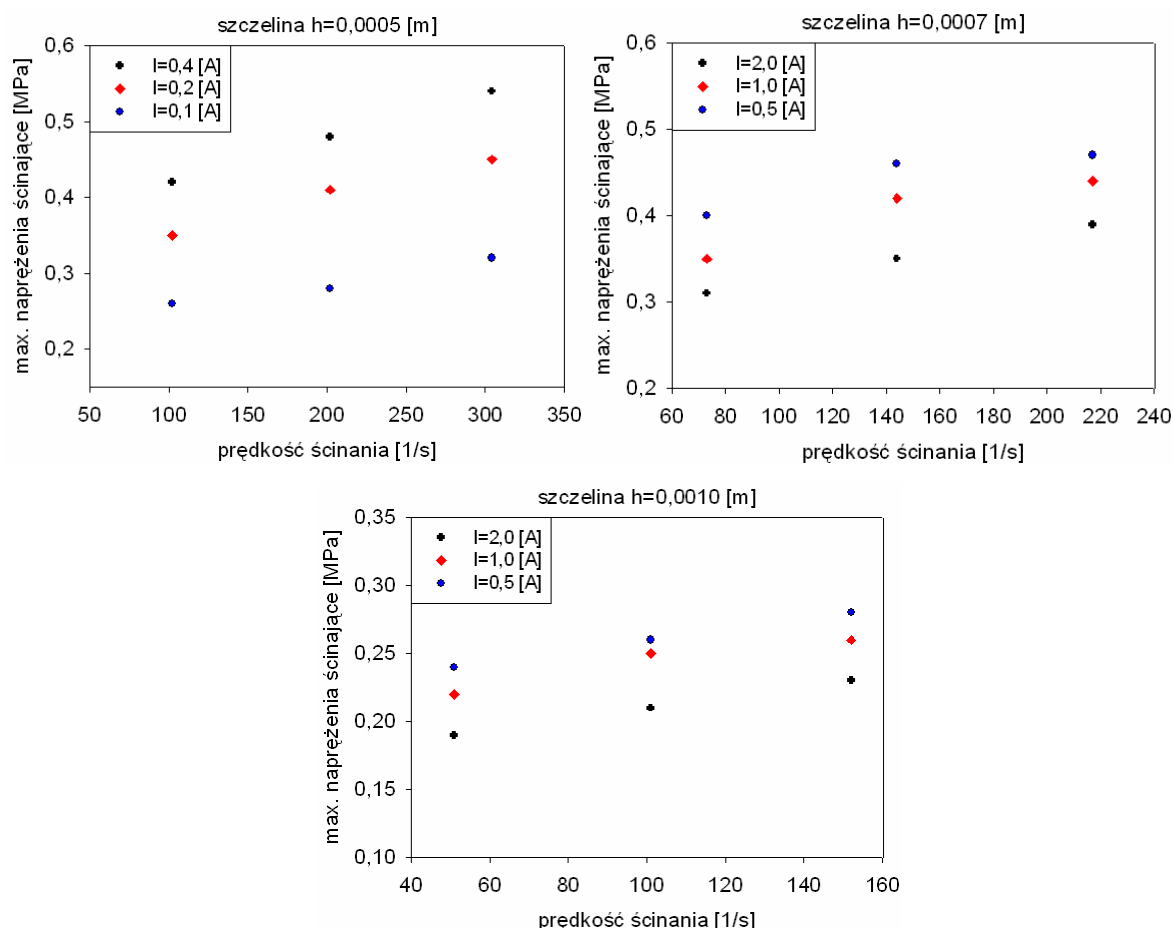
Na rys. 5.13 zilustrowano zmiany wartości maksymalnych naprężeń ścinających, otrzymane przy trzech wartościach natężenia prądu 0,5; 1,0; 2,0 [A] oraz trzech wartościach prędkości ścinania, przy wysokości szczeliny: 5×10^{-4} [m], 7×10^{-4} [m] oraz 10×10^{-4} [m]. Dla szczeliny 5×10^{-4} [m], wartość natężenia prądu wynosiła 0,1; 0,2; 0,4 [A]. Zmiana maksymalnych naprężeń ścinających ma charakter liniowy, spowodowany wzrostem

prędkości ścinania, a jej liniowy charakter jest niezależny, zarówno z uwagi na zmieniającą się wartość natężenia prądu, czy wartość wysokości szczeliny.



Rys. 5.13. Wpływ natężenia prądu oraz prędkości ścinania cieczy na maksymalne wartości naprężeń ścinających, przy wartościach wysokości szczeliny $h=5; 7; 10 \times 10^{-4}$ [m]

Na rys. 5.14 zilustrowano zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających, otrzymane przy trzech wartościach natężenia prądu oraz trzech wartościach prędkości ścinania, przy wysokościach szczeliny, której wartość wynosiła 5×10^{-4} [m], 7×10^{-4} [m] oraz 10×10^{-4} [m]. Zmiana wartości omawianego parametru cieczy, przebiega liniowo, podobnie jak w przypadku zmian wartości umownej granicy plastyczności, zarówno z uwagi na zmieniającą się wartość natężenia prądu, czy wartość wysokości szczeliny.



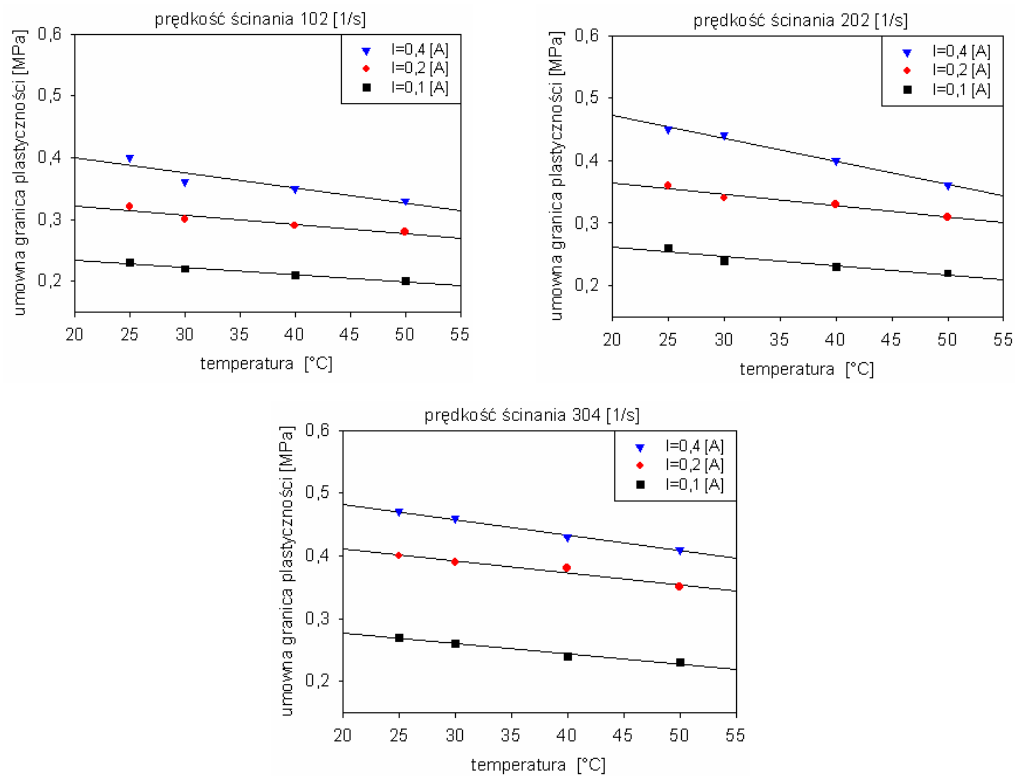
Rys. 5.14. Wpływ natężenia prądu oraz prędkości ścinania cieczy na maksymalne wartości naprężeń ścinających, przy wartościach wysokości szczeliny $h=5; 7; 10 \times 10^{-4}$ [m]

5.3.3. Analiza wpływu temperatury i natężenia prądu

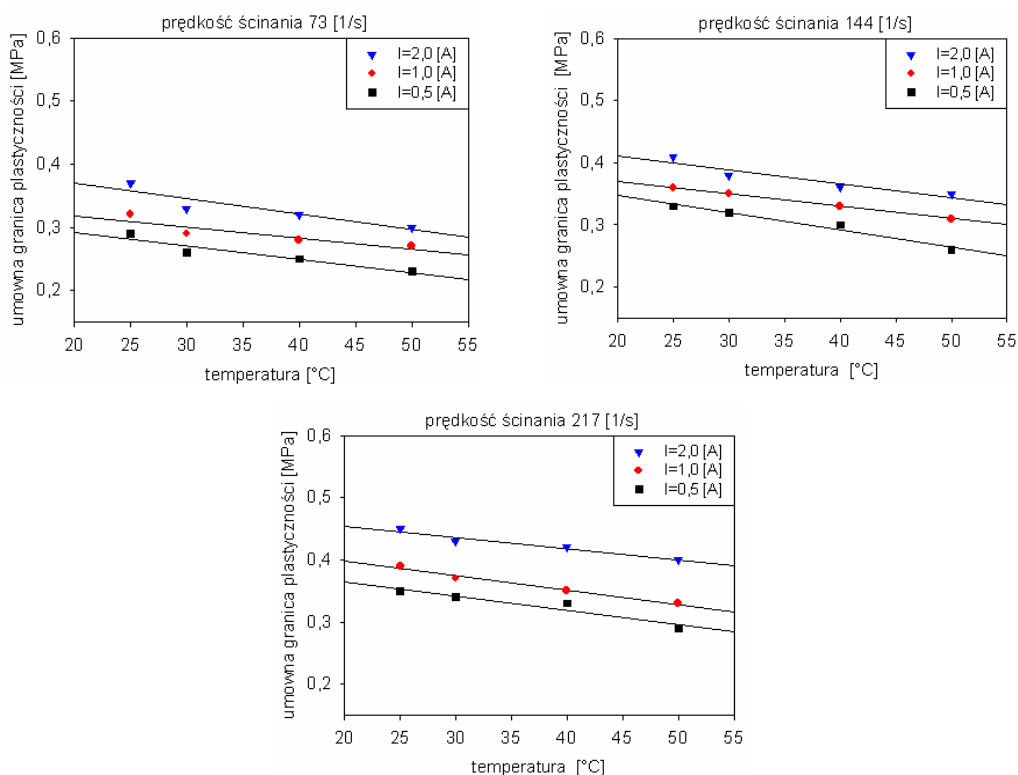
Zagadnienie wpływu temperatury na parametry cieczy MR jest dość często pomijanym tematem podczas analiz właściwości cieczy magnetoreologicznej. Przyjmuje się zazwyczaj, np. [MILECKI & ŁAWNICZAK, 1999], że w zakresie temperatur $-40 \div 150$ [°C], ciecz MR zmienia swoje właściwości tylko w niewielkim stopniu. Oceniając właściwości cieczy MR, należy uwzględnić wpływ temperatury, z uwagi na fakt, że pod wpływem zmiany wartości temperatury następuje zmiana lepkości cieczy.

Na rys. 5.15 zilustrowano wyniki analizy cieczy MR, otrzymane przy trzech wartościach prędkości ścinania 102; 202; 304 [1/s], gdzie przedstawiono wpływ wzrostu wartości temperatury na wartość umownej granicy plastyczności, przy trzech wartościach natężenia prądu 0,1; 0,2; 0,4 [A] dla szczeliny 5×10^{-4} [m]. Na rys. 5.16 zilustrowano wartości umownej granicy plastyczności, w podobny sposób jak na rys. 5.15, odnoszące się do wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m], zaś na rys. 5.17 do szczeliny 10×10^{-4} [m], przy wartości natężenia prądu 0,5; 1,0; 2,0 [A] w obu przypadkach.

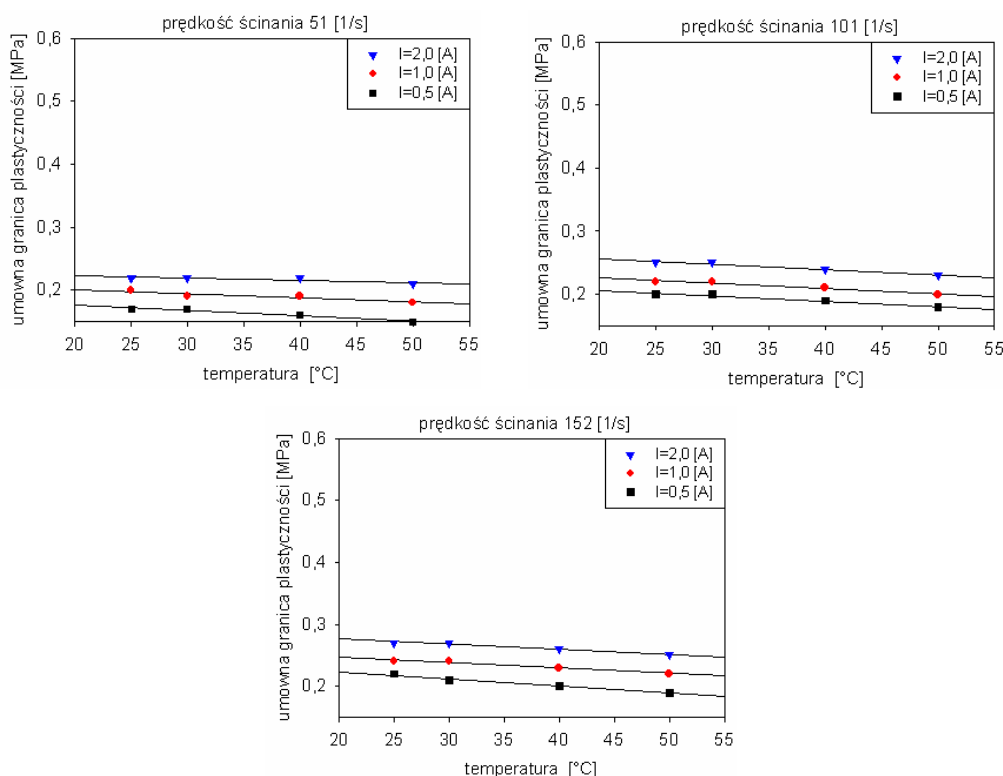
5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych



Rys. 5.15. Zmiany umownej granicy plastyczności cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h = 5 \times 10^{-4}$ [m]



Rys. 5.16. Zmiany umownej granicy plastyczności cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h = 7 \times 10^{-4}$ [m]

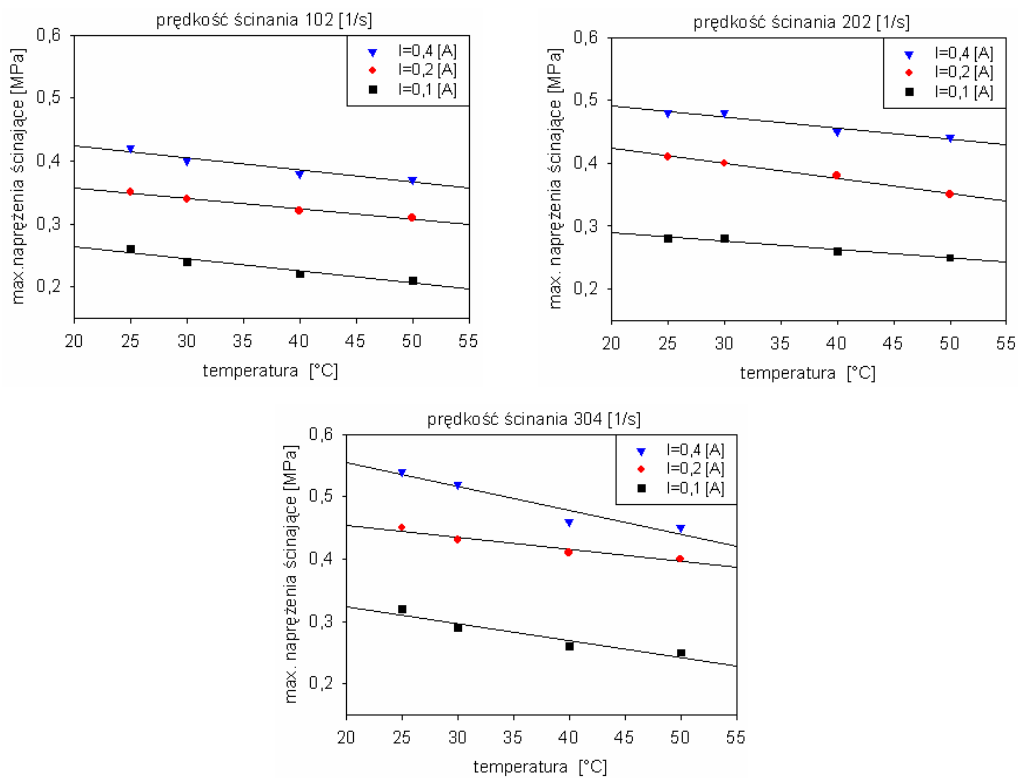


Rys. 5.17. Zmiany umownej granicy plastyczności cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

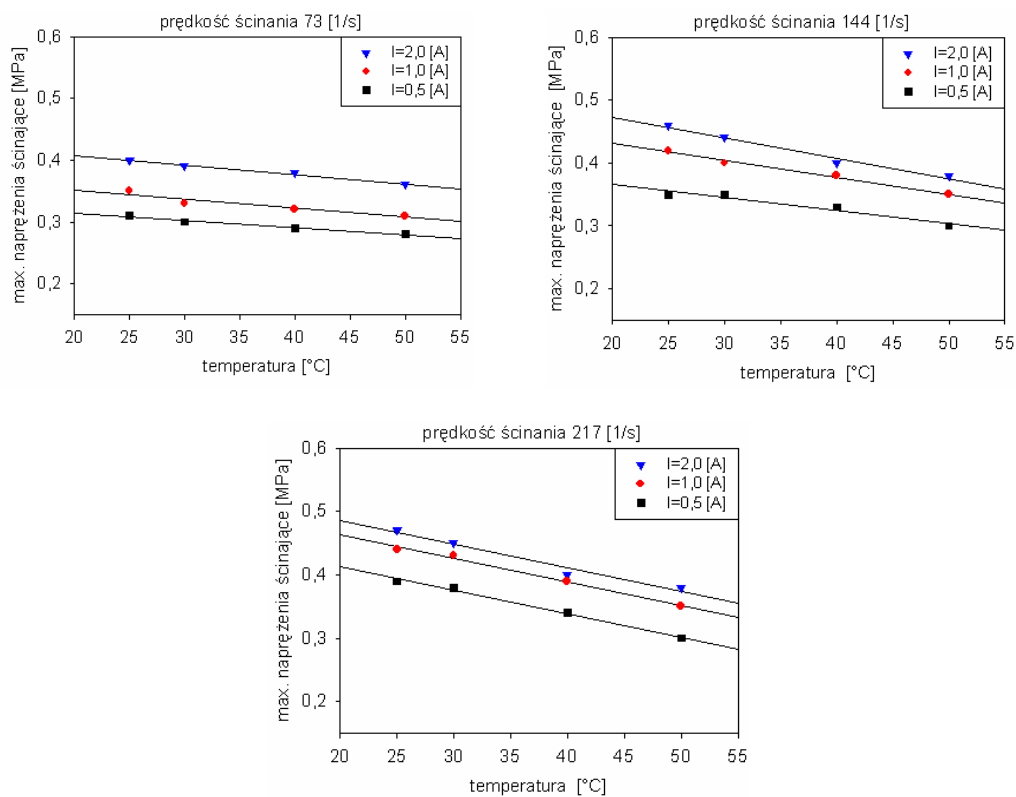
Przeglądając wyniki analizy zestawione na rys. 5.15; 5.16; 5.17, gdzie nałożono dodatkowo linie trendu dla zmian wartości umownej granicy plastyczności pod wpływem zmian wartości temperatury, zauważono liniowy spadek tych wartości. Najszybsze spadki zaobserwowano przy wysokości szczeliny o wartości $h=5 \times 10^{-4}$ oraz $h=7 \times 10^{-4}$ [m], natomiast minimalny spadek wartości umownej granicy plastyczności, również o charakterze liniowym, zauważono przy wartości wysokości szczeliny $h=10 \times 10^{-4}$ [m].

Na rys. 5.18 obejmującym zestawienie rezultatów analizy, otrzymane przy trzech wartościach prędkości ścinania, przedstawiono wpływ wzrostu wartości temperatury na wartości maksymalnych naprężeń ścinających przy trzech wartościach natężenia prądu. Na rys. 5.18 przedstawiono dane, dla szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m], na rys. 5.19 odnoszące się do szczeliny $h=7 \times 10^{-4}$ [m], a na rys. 5.20, do szczeliny $h=10 \times 10^{-4}$ [m]. Analizując tak zestawione wyniki, okazuje się, że temperatura ma największy wpływ na maksymalne wartości naprężeń ścinających cieczy, gdy wysokość szczeliny wynosi $h=7 \times 10^{-4}$ [m]. Najmniejszy wpływ jest natomiast dla szczeliny o wartości wysokości $h=10 \times 10^{-4}$ [m]. Wzrost wartości temperatury powoduje spadek maksymalnych wartości naprężeń ścinających.

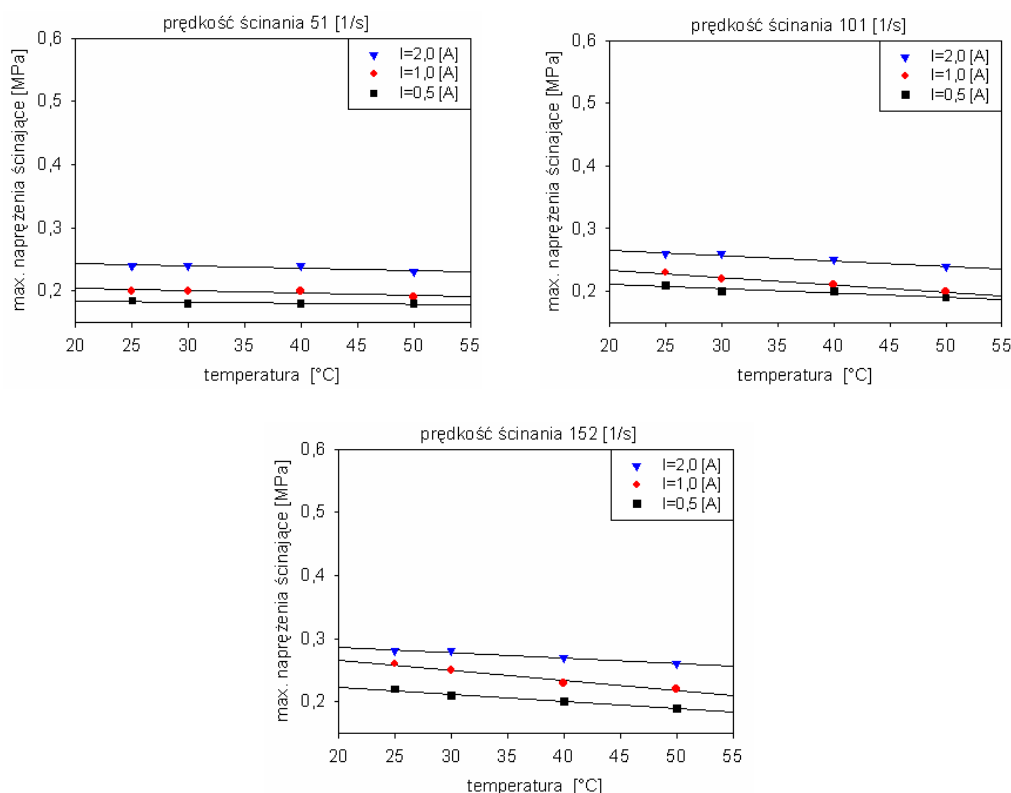
5. Analiza właściwości cieczy MR na podstawie danych eksperymentalnych



Rys. 5.18. Zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h=5 \times 10^{-4}$ [m]



Rys. 5.19. Zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h=7 \times 10^{-4}$ [m]



Rys. 5.20. Zmiany maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy pod wpływem zmian temperatury dla szczeliny o wysokości $h=10 \times 10^{-4}$ [m]

5.4. Podsumowanie

W rozdziale 5 zaproponowano estymację parametrów cieczy MR w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika. Wartość umownej granicy plastyczności, maksymalna wartość naprężeń ścinających oraz wartość modułu Kirchhoffa oszacowana została na podstawie danych eksperymentalnych. Tak otrzymane wartości pozwoliły na stosunkowo precyzyjną analizę wpływu częstotliwości oscylacji tłoka, natężenia prądu, wysokości szczeliny, a także temperatury, na omawiane parametry cieczy MR. Wartości umownej granicy plastyczności jak i maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy MR, pod wpływem zmian wartości parametrów pracy, mają charakter liniowy, w badanym zakresie wskaźników.

Wartość modułu Kirchhoffa cieczy pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3 wynosi $G=0,85$ [MPa], zaś cieczy pracującej w tłumiku T-SiMR 132 DG, wynosi $G=0,95$ [MPa]. Nie zmienia się ona ani pod wpływem zmiany wartości natężenia prądu, ani prędkości ścinania, ani wysokości szczeliny, ani zmiany temperatury.

Przeprowadzona analiza umownej granicy plastyczności stanowi bazę do identyfikacji parametrów modeli lepkoplastycznych, takich jak model Bodnera-Partoma, czy model

Perzyny, a następnie ich zastosowania w opisie zachowania cieczy magnetoreologicznej, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika.

Analiza maksymalnych naprężeń ścinających cieczy MR, posłuży w optymalizacji wartości wysokości szczeliny.

Metodyce identyfikacji parametrów modeli lepłoplastycznych, został poświęcony rozdział 6.

6. Metodyka i identyfikacja parametrów modeli lepkoplastycznych badanej cieczy MR

6.1. Stosowane techniki estymacji parametrów modeli reologicznych

Duża liczba parametrów opisujących równania konstytutywne, sprawia niemałe problemy z ich identyfikacją. Autorzy modeli reologicznych podają zazwyczaj metodykę identyfikacji ich modeli, ale bywa i tak, że nie zawsze jest ona dostępna. Istnieje obecnie wiele technik wyszukiwania wskaźników modeli matematycznych, opisujących zachowanie cieczy magnetoreologicznej, pracującej w urządzeniu, bądź opisujących zachowanie urządzenia z cieczą MR. Jedną z najczęściej stosowanych technik estymacji parametrów reologicznych, jest znany z optymalizacji algorytm genetyczny (*ang. Genetic Algorithm*). Jego zastosowanie w zakresie, który dotyczy omawianego tematu, można odszukać m.in. w pracach [GIUCLEA et al., 2009], [YU & HAUNG, 2008], [SOEIRO et al., 2008], [LIU et al., 2006], [LIU & TENG, 2006], [KWOK et al., 2007].

Symulowane wyżarzanie [LIU et al., 2006], [LIU & TENG, 2006], [SOEIRO et al., 2008], [DUDZIAK, 2009], techniki ławicowe [KWOK et al., 2006], [YE & WANG, 2007], [YE & WANG, 2009], to obok algorytmów genetycznych, techniki optymalizacji, poszukujące takich wartości parametrów modelu matematycznego, aby wartość funkcji celu jaką jest w tym przypadku, różnica pomiędzy krzywą numeryczną a eksperymentalną, była minimalna.

Zastosowanie sieci neuronowych, w omawianym przypadku możemy odszukać w pracach [BOADA et al., 2008], [WITTERS & SWEVERS, 2010], [XIA, 2003].

W publikacjach znajduje się wiele autorskich metod estymacji parametrów, np. w pracy [RAMALLO et al., 2004], autor szacuje parametry modelu Bouc-Wena, metodą Nelder&Mead, tzw. metodą simpleksów. W artykule [LIN et al., 2005], do identyfikacji modelu Bouc-Wena, zastosowana została metoda *on-line*, w pracy [SOEIRO et al., 2008]

technika Marquardta-Levenberga. Model Spencera, identyfikowany bywa, za pomocą *sequential quadratic programming algorithm* [DYKE et al., 1998] lub autorską metodą estymacji opisaną w pracy [RODRIQUEZ et al., 2009]. W publikacji [SIKA et al., 2008], zaproponowano algorytm LOLIMOT, w celu identyfikacji parametrów modelu rozmytego tłumika MR.

Stosunkowo dobrze udokumentowane są metody identyfikacji wskaźników prawa Perzyny [AMAR & DUFAILY, 1993], [SCHWERTEL & SCHINKE, 1996] czy Bodnera-Partoma [CHAN et al., 1988], [HUANG & KHAN, 1992].

Bezpośrednio poniżej przedstawiono szczegółowo, metodykę i identyfikację parametrów modelu Bodnera-Partoma oraz prawa Perzyny, opartą o schemat podany w pracy [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007] oraz [WOŹNICA & KŁOSOWSKI, 2000]. Estymacja parametrów została wykonana, przy wykorzystaniu algorytmu Marquardta-Levenberga [MARQUARDT, 1963] dla funkcji celu, przyjętej jako różnica najmniejszych kwadratów.

6.2. Metoda identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma

Przeprowadzona, w rozdziale 5, m.in. analiza zmian wartości umownej granicy plastyczności cieczy MR, pracującej w tłumiku, stanowi bazę do identyfikacji parametrów modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny. Wyznaczone wartości, otrzymane przy różnych prędkościach ścinania, pozwalają na wyznaczenie najważniejszych parametrów modeli lepkoplastycznych.

Dla stanu czystego ścinania, tensor naprężenia o intensywności σ^{ij} , jego dewiator σ'^{ij} oraz tensor odkształcenia ε_{ij} w płaskim układzie X-Y, przybierają postać:

$$\sigma^{ij} = \begin{bmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \sigma'^{rs} = \begin{bmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \varepsilon_{ij} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2}\gamma & 0 \\ \frac{1}{2}\gamma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (6.1)$$

gdzie τ - naprężenie ścinające, γ - odkształcenie postaciowe.

W tym przypadku, drugi niezmiennik dewiatora naprężeń wynosi:

$$J(\sigma'^{rs}) = \sqrt{3}|\tau|. \quad (6.2)$$

Korzystając z równań (3.29)-(3.37), opisanych w rozdziale 3.4.2, równania konstytutywne prawa Bodnera-Partoma, dla płaskiego stanu ścinania, zapisano w następującej formie:

$$\dot{\gamma}^I = 2D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{Z}{\sqrt{3}\tau} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right] \operatorname{sgn}(\tau), \quad (6.3)$$

$$R = R_1 \left[1 - \exp(-m_1 W^I) \right] + R_0 \exp(-m_1 W^I), \quad (6.4)$$

$$D = \sqrt{\frac{2}{3}} X \operatorname{sgn}(\tau), \quad (6.5)$$

$$X = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot D_1 \operatorname{sgn}(\tau) \left[1 - \exp(-m_2 W^I) \right], \quad (6.6)$$

$$\dot{W}^I = \tau \cdot \dot{\gamma}^I. \quad (6.7)$$

Funkcjonał wiążący relacje pomiędzy naprężeniem ścinającym τ , prędkością ścinania $\dot{\gamma}^I$, można określić, przy pomocy zmiennych wzmocnienia R i D .

$$\frac{\tau}{R+D} = f_1(\dot{\gamma}^I). \quad (6.8)$$

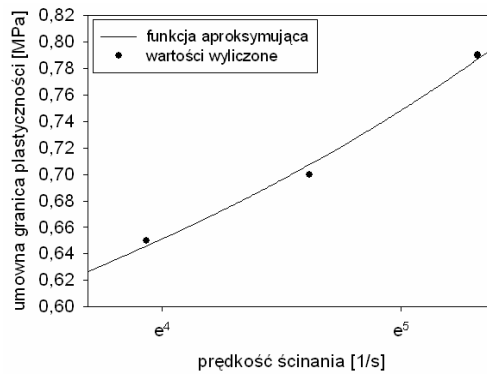
Funkcjonał f_1 w modelu Bodnera-Partoma ma postać:

$$f_1 = \sqrt{3} \left[\frac{2n}{n+1} \ln \left(\frac{2D_0}{\dot{\gamma}^I} \right) \right]^{-\frac{1}{2n}}. \quad (6.9)$$

Dla małych wartości odkształceń niesprężystych, wpływ wzmocnienia izotropowego wynosi $R = R_0$, a wzmocnienie kinematyczne jeszcze nie występuje i można je pominąć. Wzór (6.10) może być traktowany w prawie Bodnera-Partoma jako definicja umownej granicy płynięcia i może zostać zapisany, w nawiązaniu do wzorów (6.8) i (6.9), w następującej formie:

$$\tau_0 = \frac{R_0}{\sqrt{3} \left[\frac{2n}{n+1} \ln \left(\frac{2D_0}{\dot{\gamma}^I} \right) \right]^{-\frac{1}{2n}}}. \quad (6.10)$$

Na rys. 6.1 przedstawiono wartości naprężeń τ_0 , odpowiadające trzem wartościom prędkości ścinania. Następnie, stosując metodę najmniejszych kwadratów i korzystając z formuły (6.10), wykreślić można krzywą $\tau_0(\dot{\gamma}^I)$ i wyznaczyć wartości parametrów n i R_0 .



Rys. 6.1. Wyznaczenie parametrów n i R_0 w modelu Bodnera-Partoma

Pominięcie wpływu regeneracji, upraszcza proces identyfikacji wskaźników. Do wyznaczenia kolejnych parametrów, niezbędne jest wykonanie wykresu naprężeń ścinających w funkcji odkształcenia plastycznego (rys. 6.2). W celu wyeliminowania niedokładności pochodzących z doświadczenia, wykres (rys. 6.2) aproksymowano funkcją:

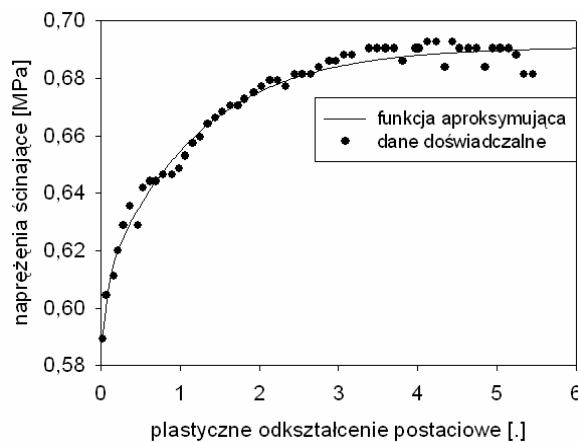
$$\tau = a(\gamma^I)^b \exp(c\gamma^I) + d, \quad (6.11)$$

gdzie wskaźniki a , b , c i d są wyznaczane metodą aproksymacji średniokwadratowej. Następnie, dla każdego punktu doświadczonego, oblicza się pochodną:

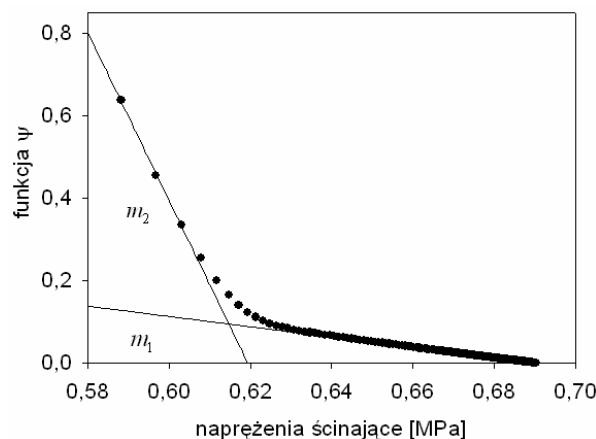
$$\frac{d\tau}{d\gamma^I} = a \left(\frac{b}{\gamma^I} + c \right) (\gamma^I)^b \exp(c\gamma^I). \quad (6.12)$$

Pochodna z (6.12), jest wykorzystana do zbudowania funkcji prędkości pracy wzmocnienia ψ (rys. 6.3) [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\psi = \frac{d\tau}{dW^I} = \frac{d\tau}{d\gamma^I} \cdot \frac{1}{\tau}; \quad dW^I = \tau \cdot d\gamma^I. \quad (6.13)$$



Rys. 6.2. Wykres naprężeń ścinających w funkcji odkształcenia plastycznego; oraz aproksymacja numeryczna wykresu

Rys. 6.3. Funkcja $\psi = f(\tau)$

Korzystając z równań (6.4), (6.8), (6.9), funkcję prędkości pracy wzmocnienia (6.13), można wyrazić następująco [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\psi = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1 (R_1 - R) + m_2 (D_1 - D)]. \quad (6.14)$$

Zakładając dla małych odkształceń plastycznych, warunek iż $R = R_0$ [BODNER et al., 1979], i wykorzystując wzory (6.8), (6.9) i (6.10), wzór (6.14) można przedstawić w postaci [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\psi = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1 (R_1 - R_0) + m_2 (R_0 + D_1)] - m_2 \tau. \quad (6.15)$$

W zakresie małych odkształceń niesprężystych, pokazanych na rys. 6.3, wartości z wykresu $\psi = f(\tau)$, zmieniają się w sposób liniowy, ze współczynnikiem kierunkowym m_2 .

Dla dużych odkształceń, wzmocnienie kinematyczne szybko osiąga wartość bliską maksymalnej, zatem $D \approx D_1$. Na podstawie zależności (6.8), (6.9), (6.10) oraz (6.14), można wyznaczyć równanie [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\psi = \frac{\tau_0}{R_0} m_1 (R_1 + D_1) - m_1 \tau. \quad (6.16)$$

Zależność (6.16) wskazuje, że dla dużych wartości odkształceń ścinających, funkcja $\psi(\tau)$, rys. 6.3, przybiera znowu kształt liniowy ze współczynnikiem kierunkowym m_1 .

Do wyznaczenia parametrów m_1 i m_2 , wystarczające jest wyznaczenie dwóch prostych na końcach krzywej $\psi(\tau)$ (rys. 6.3) i w nawiązaniu do (6.15), (6.16), wartości ψ_s i τ_s mogą zostać odszukane w następujący sposób [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$\psi_s = \frac{\tau_0}{R_0} [m_1 (R_1 - R_0) + m_2 (R_0 + D_1)], \quad \tau_s = \frac{\tau_0}{R_0} (R_1 - D_1), \quad (6.17)$$

Korzystając z równań (6.17), można wyznaczyć parametry D_1 i R_1 [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007]:

$$D_1 = (-\tau_s m_1 + \psi_s - 1) \frac{R_0}{\tau_0 (m_2 - m_1)}, \quad R_1 = (\tau_s m_2 - \psi_s + 1) \frac{R_0}{\tau_0 (m_2 - m_1)}. \quad (6.18)$$

6.3. Metoda identyfikacji parametrów modelu Perzyny

Bezpośrednio poniżej zaprezentowano metodę identyfikacji parametrów w prawie Perzyny. W modelu Perzyny, do zidentyfikowania są tylko trzy parametry. W modelu nie ma parametrów wzmocnień, a metoda identyfikacji jest dość prosta. Równania prawa Perzyny są najczęściej prezentowane w następującej formie:

$$\dot{\epsilon}_{ij}^I = \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma'^{ij}}{J(\sigma'^{rs})}, \quad (6.19)$$

$$\dot{p} = s \left\langle \frac{J(\sigma'^{rs})}{k} - 1 \right\rangle^n, \quad (6.20)$$

gdzie n , s , k są parametrami do identyfikacji.

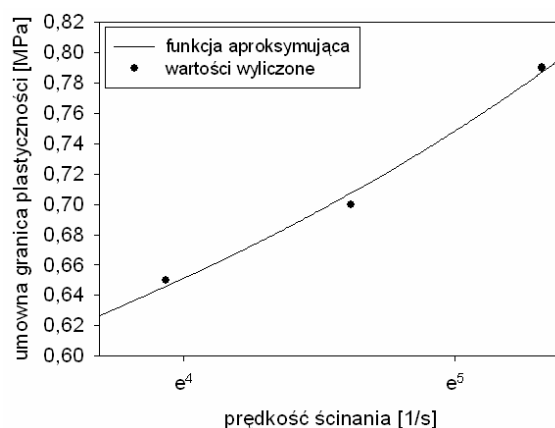
W przypadku czystego stanu ścinania, prawo Perzyny przyjmie następującą formułę:

$$\dot{\gamma}^I = \sqrt{3} s \left\langle \frac{\sqrt{3} |\tau|}{k} - 1 \right\rangle^n. \quad (6.21)$$

Wzór (6.21) może być traktowany w prawie Perzyny jako definicja umownej granicy płynięcia i może zostać zapisany w postaci:

$$\tau_0 = \frac{k}{\sqrt{3}} \left(\left(\frac{\dot{\gamma}^I}{\sqrt{3} s} \right)^{\frac{1}{n}} + 1 \right). \quad (6.22)$$

Parametry modelu, a więc s , n , k , są wyznaczone z równania (6.22), dla minimum trzech wartości prędkości ścinania i odpowiadającym im wartościom umownej granicy plastyczności τ_0 . Korzystając z równania (6.22), za pomocą metody najmniejszych kwadratów, aproksymujemy trzy punkty pochodzące z przeprowadzonych wcześniej obliczeń (rys. 6.4). W ten sposób otrzymujemy szukane wartości parametrów prawa Perzyny.

Rys. 6.4. Wyznaczenie parametrów s , n , k w modelu Perzyny

Przedstawione w rozdziale 6.2 oraz 6.3 metody identyfikacji parametrów, omawianych modeli lepkoplastycznych, a mianowicie modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny, bezpośrednio poniżej zostały zastosowane do ich identyfikacji.

6.4. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń, zgodnie z metodyką identyfikacji, podaną w rozdziale 6.2, w tablicy 6.1 przedstawiono wyniki poszukiwanych wartości parametrów modelu Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3. Są to rezultaty jakie otrzymano w przypadku, gdy natężenie prądu w uzwojeniu cewki miało wartość 1 [A].

Tablica 6.1. Parametry prawa Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3, przy wartości natężenia prądu w cewce 1 [A]

Parametr	Jednostka	Wartość
n	-	0,37
R_0	MPa	11,12
R_1	MPa	4,33
D_0	s^{-1}	1000000
D_1	MPa	0,094
m_1	MPa^{-1}	1,24
m_2	MPa^{-1}	20,36

W tablicy 6.2 zestawiono wartości parametrów R_0 , n modelu Bodnera-Partoma, dotyczące amortyzatora LORD RD 1005-3, przy wartości natężenia prądu w uzwojeniu cewki, wynoszącej 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,4 [A], bez uwzględnienia parametrów wzmacnień.

Tablica 6.2. Wartości parametrów n , R_0 w prawie Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3, przy wartości natężenia prądu 0,2-1,4 [A]

	natężenie prądu [A]	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
parametr	n [.]	0,42	0,18	0,25	0,27	0,37	0,33	0,42
	R_0 [MPa]	3,02	14,13	13,04	13,06	11,12	11,01	10,2

Zmiana wartości natężenia prądu płynącego w uzwojeniu cewki, pociąga za sobą zmianę wartości otrzymanych parametrów R_0 , n . Wraz ze wzrostem wartości natężenia prądu, wzrasta wartość parametru n , a maleje wartość parametru R_0 . Dla wartości natężenia prądu wynoszącego 0,2 [A], zarówno parametr n oraz R_0 znacząco różnią się od zadanego wpływu zmiennej natężenia prądu. Pomimo to, charakter zmian jest liniowy.

Dokonując oceny otrzymanych rezultatów badań własności zachowania się cieczy w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika, nie można jednoznacznie stwierdzić, czy istnieje wzmocnienie izotropowe czy kinematyczne cieczy magnetoreologicznej. W celu uzyskania jednoznacznej odpowiedzi, należałoby przeprowadzić dodatkowe badania pozwalające ocenić wystąpienie i charakter wzmocnień cieczy MR, w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika. Na tym etapie pracy, dokonano identyfikacji parametrów wzmocnień cieczy MR w obecnym polu magnetycznym, pracującej w amortyzatorze LORD 1005-3, przy wartości natężenia prądu 1 [A]. W kolejnych etapach identyfikacji parametrów cieczy pracującej w tłumiku, autor zrezygnował z parametrów wzmocnień, przede wszystkim ze względu na zmniejszenie liczby parametrów niezbędnych do estymacji oraz bardzo niewielki wpływ wzmocnień na wyniki końcowe.

Uwzględniając powyższe uwagi, przeprowadzono analizę wpływu wartości natężenia prądu na wartości parametrów R_0 , n w modelu Bodnera-Partoma, bez uwzględniania parametrów funkcji wzmocnień.

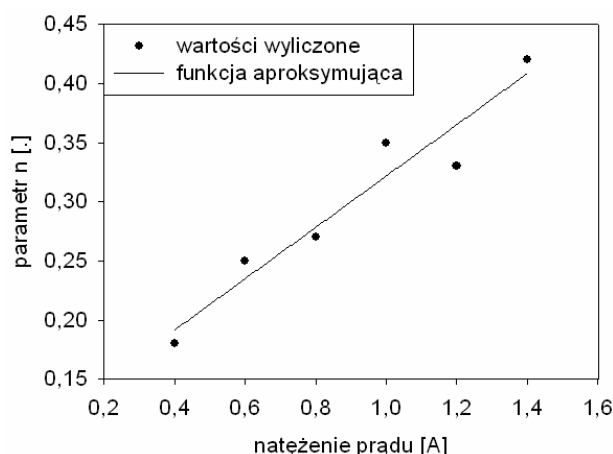
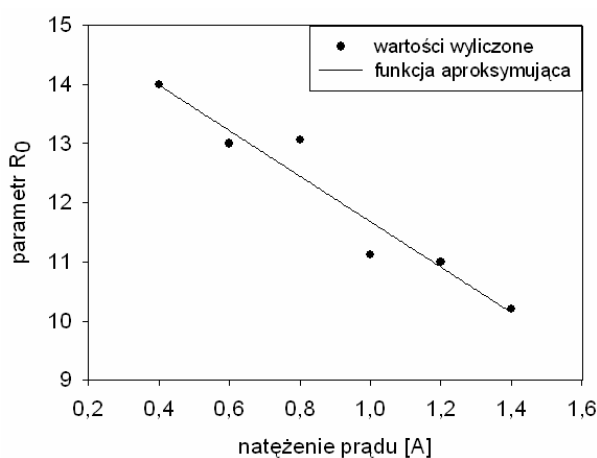
Wyliczone wartości parametrów R_0 , n zamieszczone w tablicy 6.2, zilustrowane zostały na wykresie (rys. 6.5 oraz rys. 6.6), gdzie na osi odciętych zamieszczono natężenie prądu, a na osi rzędnych wartości parametrów. Na rys. 6.5 przedstawiono zmiany wartości parametru n , a na rys. 6.6 parametru R_0 . Następnie za pomocą metody najmniejszych kwadratów aproksymowano punkty krzywymi i zaproponowano następujące funkcje:

1) dla parametru n :

$$n(i) = 0,10 + 0,22i, \quad (6.23)$$

2) dla parametru R_0 :

$$R_0(i) = 15,5 - 3,85i. \quad (6.24)$$

Rys. 6.5. Wpływ natężenia prądu na zmianę wartości parametru n w modelu B-PRys. 6.6. Wpływ natężenia prądu na zmianę wartości parametru R_0 w modelu B-P

Zobrazowane na rys. 6.5 oraz rys. 6.6, zmiany wartości parametrów przybierają wyraźnie charakter liniowy. Na obu rysunkach, nie odwzorowano wartości parametrów, które zostały otrzymane w przypadku, gdy wartość natężenia prądu wynosiła 0,2 [A]. Autor pracy celowo opuścił wynik dla tej wartości natężenia prądu, aby móc dokonać oceny linii trendu zmiany wartości parametrów n oraz R_0 . Rosnąca wartość natężenia prądu płynącego w uzwojeniu cewki, powoduje zbliżony do liniowego wzrost wartości parametru n , a spadek wartości parametru R_0 .

6.5. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Perzyny, dotyczące cieczy MR pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń, zgodnie z metodyką identyfikacji, podaną w rozdziale 6.3, w tablicy 6.3 przedstawiono wyniki oszacowanych wartości parametrów modelu Perzyny, dotyczące cieczy pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3. Są to

rezultaty badań jakie otrzymano w przypadku, gdy natężenie prądu w uzwojeniu cewki wynosiło: 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0; 1,2; 1,4 [A].

Tablica 6.3. Parametry prawa Perzyny, dotyczące cieczy MR, pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3, przy wartości natężenia prądu 0,2-1,4 [A]

	natężenie prądu [A]	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
parametr	s [s⁻¹]	95	45	35	61	147	234	374
	n [.]	2,8	2,4	2,3	2,6	2,7	2,9	2,7
	k [MPa]	0,24	0,37	0,43	0,50	0,64	0,84	0,92

Wyliczone wartości parametrów s , n , k zamieszczone w tablicy 6.3, zostały zilustrowane na wykresie (rys. 6.9÷6.11), gdzie na osi odciętych zamieszczono wartości natężenia prądu, a na osi rzędnych, wartości parametrów. Na rys. 6.9 przedstawiono zmiany wartości parametru s , na rys. 6.10 parametru n , a na rys. 6.11 parametru k , w funkcji natężenia prądu.

Następnie za pomocą metody najmniejszych kwadratów aproksymowano punkty krzywymi proponując następujące funkcje:

1) dla parametru s :

$$s(i) = -503i + 462i^2 + 174, \quad (6.25)$$

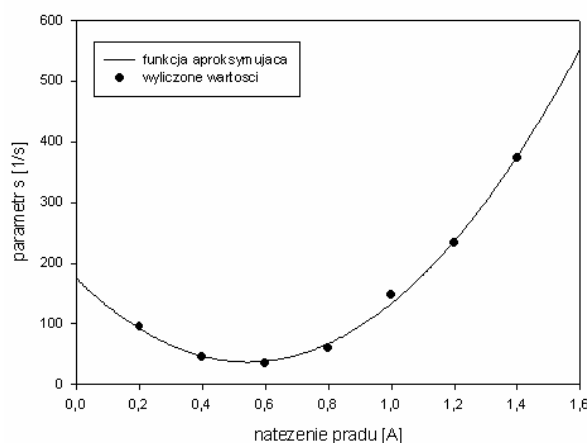
1) dla parametru n :

$$n(i) = 0,18i + 2,48, \quad (6.26)$$

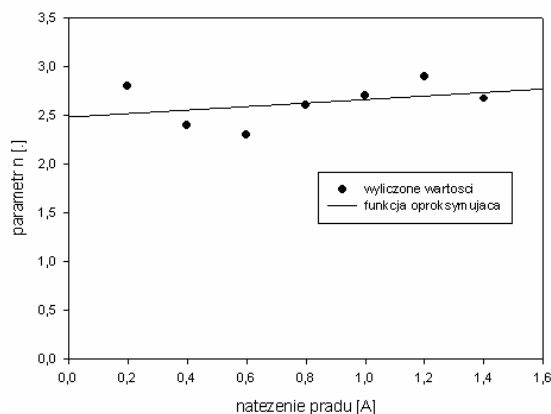
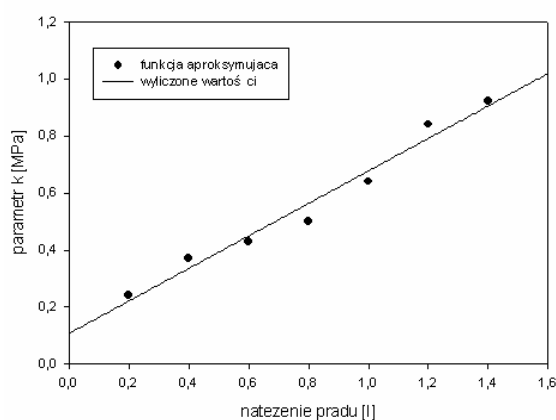
2) dla parametru k :

$$k(i) = 0,57i + 0,11. \quad (6.27)$$

Charakter zmian wartości parametru n oraz k , pod wpływem zmian wartości natężenia prądu, płynącego w uzwojeniu cewki, jest liniowy, zaś parametru s , paraboliczny.



Rys. 6.7. Wpływ natężenia prądu na zmianę wartości parametru s w modelu Perzyny

Rys. 6.8. Wpływ natężenia prądu na zmianę wartości parametru n w modelu PerzynyRys. 6.9. Wpływ natężenia prądu na zmianę wartości parametru k w modelu Perzyny

6.6. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG

Postępując zgodnie z zaproponowaną metodyką identyfikacji parametrów omawianego modelu Bodnera-Partoma, wyznaczono wartości parametrów R_0 oraz n dla cieczy MR 132 DG znajdującej się prototypie tłumika T-SiMR 132 DG.

Wyniki przeprowadzonej estymacji parametru n zamieszczono w tablicy 6.4, zaś parametru R_0 , w tablicy 6.5. Zauważono m.in., że wartość parametru n wzrasta, wraz z rosnącą wartością natężenia prądu płynącego w cewce. Obserwuje się niewielkie zmiany wartości tego parametru, wraz ze zmieniającą się wartością temperatury. Na zmianę wartości wysokości szczeliny parametr n nie jest czuły.

Wartość parametru R_0 maleje wraz z rosnącą wartością natężenia prądu oraz rosnącą wartością temperatury. Odmienne do parametru n , wartość omawianego parametru R_0 ulega zmianie, wraz ze zmianą wartości wysokości szczeliny.

Tablica 6.4. Zestawienie wartości parametru n modelu B-P; tłumik T-MR 132 DG

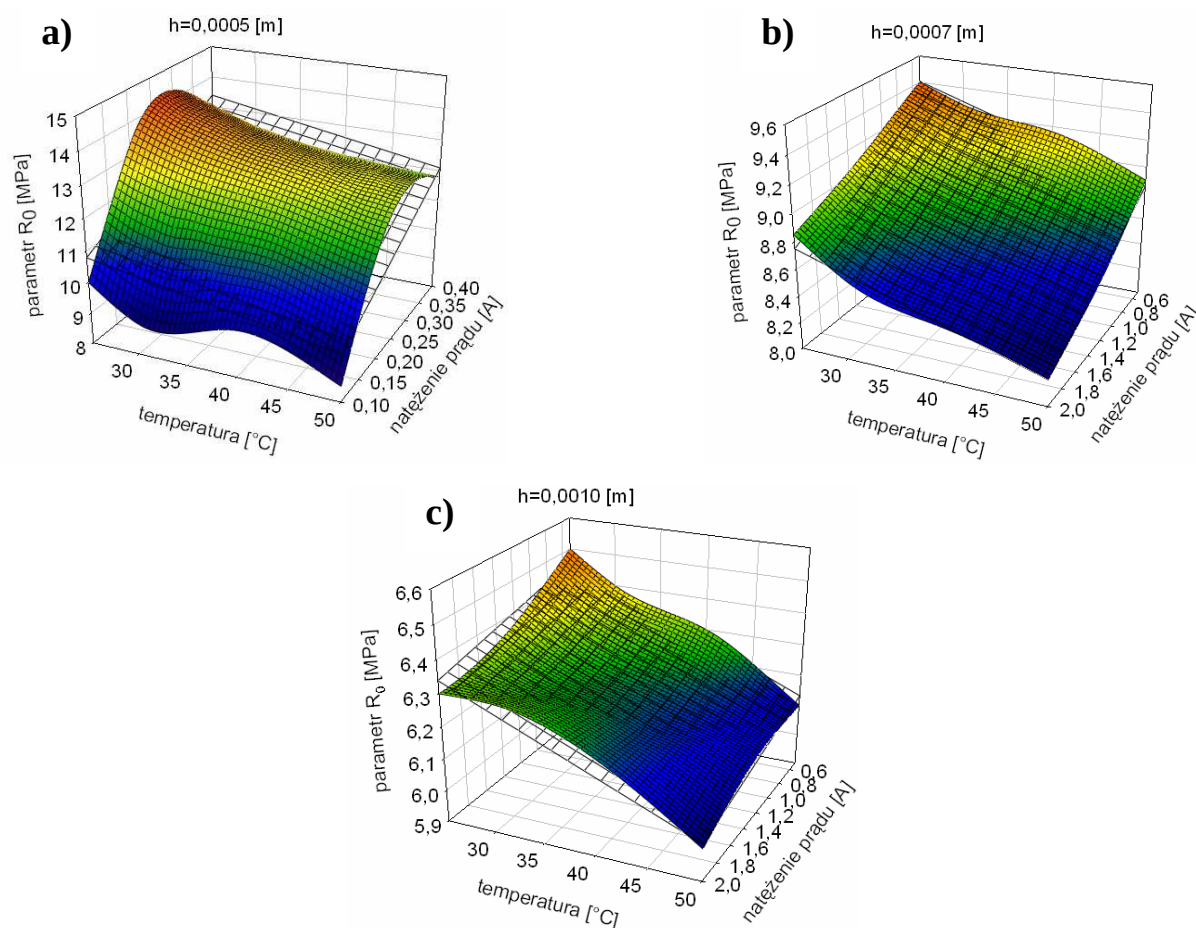
szczelina [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴					10x10 ⁻⁴				
temperatura [°C]	25					25					25				
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4					0,5 1,0 2,0					0,5 1,0 2,0				
parametr n [.]	n					n					n				
prędkość ścinania [1/s]	102	0,17	0,19	0,21		73	0,21	0,23	0,27		51	0,21	0,24	0,27	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperatura [°C]	30					30					30				
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4					0,5 1,0 2,0					0,5 1,0 2,0				
parametr n [.]	n					n					n				
prędkość ścinania [1/s]	102	0,17	0,18	0,21		73	0,21	0,23	0,26		51	0,21	0,23	0,27	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperatura [°C]	40					40					40				
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4					0,5 1,0 2,0					0,5 1,0 2,0				
parametr n [.]	n					n					n				
prędkość ścinania [1/s]	102	0,16	0,19	0,21		73	0,20	0,23	0,26		51	0,21	0,23	0,27	
	202				144	101									
	304				217	152									
temperatura [°C]	50					50					50				
natężenie prądu [A]	0,1 0,2 0,4					0,5 1,0 2,0					0,5 1,0 2,0				
parametr n [.]	n					n					n				
prędkość ścinania [1/s]	102	0,17	0,19	0,20		73	0,21	0,23	0,26		51	0,21	0,24	0,27	
	202				144	101									
	304				217	152									

Tablica 6.5. Zestawienie wartości parametru R_0 modelu B-P; tłumik T-MR 132 DG

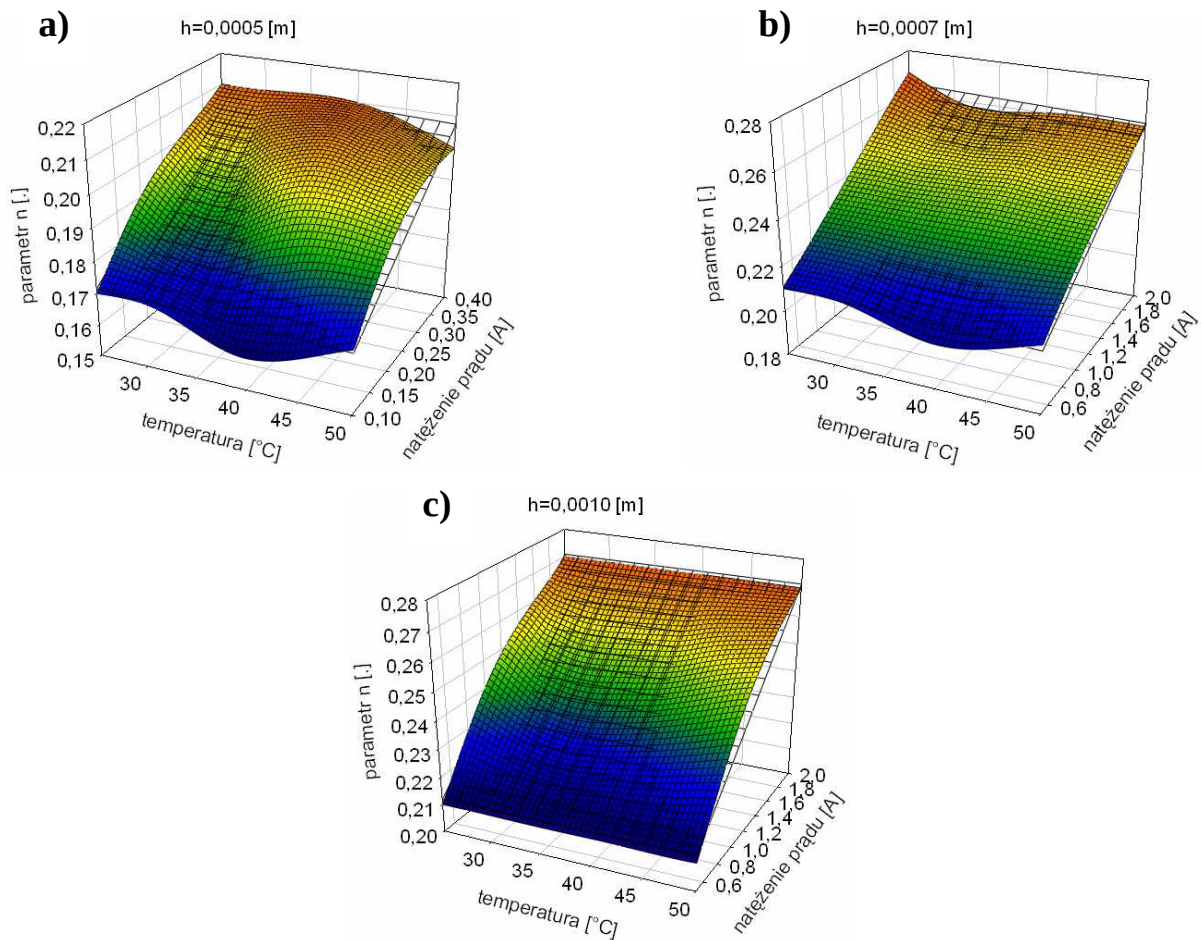
szczelina [m]		5x10 ⁻⁴				7x10 ⁻⁴				10x10 ⁻⁴				
temperatura [°C]		25				25				25				
natężenie prądu [A]		0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0				
parametr R ₀ [MPa]		R ₀				R ₀				R ₀				
prędkość ścinania [1/s]	102	10,0	13,3	13,0		73	9,4	9,4	8,9		51	6,5	6,4	6,3
	202				144	101								
	304				217	152								
temperatura [°C]		30				30				30				
natężenie prądu [A]		0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0				
parametr R ₀ [MPa]		R ₀				R ₀				R ₀				
prędkość ścinania [1/s]	102	9,0	12,8	12,5		73	9,3	9,0	8,6		51	6,4	6,3	6,3
	202				144	101								
	304				217	152								
temperatura [°C]		40				40				40				
natężenie prądu [A]		0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0				
parametr R ₀ [MPa]		R ₀				R ₀				R ₀				
prędkość ścinania [1/s]	102	9,5	12,3	12,0		73	9,2	8,8	8,4		51	6,3	6,2	6,2
	202				144	101								
	304				217	152								
temperatura [°C]		50				50				50				
natężenie prądu [A]		0,1 0,2 0,4				0,5 1,0 2,0				0,5 1,0 2,0				
parametr R ₀ [MPa]		R ₀				R ₀				R ₀				
prędkość ścinania [1/s]	102	8,5	11,6	11,8		73	8,9	8,6	8,2		51	6,1	6,1	6,0
	202				144	101								
	304				217	152								

Korzystając z danych przedstawionych w tablicach 6.4 oraz 6.5, wykreślono wartości omawianych parametrów modelu Bodnera-Partoma, w kartezjańskim układzie, o współrzędnych, na jednej osi ze zmienną wartością temperatury, a na drugiej osi zmienną wartości natężenia prądu. W ten sposób, powstały powierzchnie, na której zmienia się wartość parametru zależna od prędkości ścinania, natężenia prądu i temperatury.

Na rys. 6.10 przedstawione zostały przebiegi krzywych ilustrujące zmiany wartości parametru R_0 w funkcji zmiennych: natężenia prądu i temperatury, dla szczelin: (a) 5×10^{-4} [m]; (b) 7×10^{-4} [m]; (c) 10×10^{-4} [m]. Natomiast, na rys. 6.11 zobrazowane zostały krzywe ilustrujące, zmiany wartości parametru n , w zależności od wartości natężenia prądu i temperatury.



Rys. 6.10. Wpływ natężenia prądu i temperatury na zmianę wartości parametru R_0 w modelu Bodnera-Partoma, w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG ze szczeliną o wartości: (a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]



Rys. 6.11. Wpływ natężenia prądu i temperatury na zmianę wartości parametru n w modelu Bodnera-Partoma, w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG ze szczeliną o wartości: (a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]

Opierając się na zilustrowanych powyżej zależnościach, wykorzystując oprogramowanie Sigmaplot, otrzymano funkcje reprezentujące zmianę wartości parametrów Bodnera-Partoma, na odpowiednio utworzonych płaszczyznach.

Kolejno, zaproponowano funkcje, opisujące zachowanie wartości parametru n na płaskiej powierzchni, zależnej od zmiennej wartości temperatury t oraz wartości natężenia prądu i odpowiadające wysokości szczeliny o wartości:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,16 + 0,13i - 0,0001t \quad (6.28)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,19 + 0,04i - 0,0001t \quad (6.29)$$

$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 0,19 + 0,04i - 0,0001t \quad (6.30)$$

W podobny sposób, zaproponowano funkcje opisujące przebieg zmian wartości parametru R_0 na płaszczyźnie, ilustrujące jego zmienność od temperatury t oraz od natężenia prądu i przy wysokości szczeliny o wartości:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 11,22 + 8,66i - 0,05t \quad (6.31)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 10,18 - 0,43i - 0,02t \quad (6.32)$$

$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad R_0(t, i) = 6,82 - 0,07i - 0,01t \quad (6.33)$$

Analizując tak zestawione funkcje, autor zaproponował, prawo Bodnera-Partoma, zawierające dwa parametry n oraz R_0 , zależne od czterech zmiennych: wartości prędkości ścinania, wartości natężenia prądu, wartości temperatury oraz wartości wysokości szczeliny. Model matematyczny zapisano w postaci:

$$\dot{\gamma}' = 2D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{R_0}{\sqrt{3}\tau} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right] \text{sgn}(\tau), \quad (6.34)$$

gdzie:

$$n(t, i) = 0,18 + 0,10i - 0,0001t, \quad (6.35)$$

$$R_0(t, i, h) = \frac{1}{h} (6,8 - 0,07i - 0,01t), \quad (6.36)$$

przez h oznaczono w równaniu wartość wysokości szczeliny.

Zmodyfikowany model Bodnera-Partoma (równania (6.34), (6.35), (6.36)), w rozdziale ósmym posłuży jako funkcja celu, do przeprowadzenia obliczeń optymalizacyjnych, których zadaniem będzie odszukanie optymalnej wartości wysokości szczeliny.

6.7. Wyniki identyfikacji parametrów prawa Perzyny, dotyczące cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG

Zgodnie z zaproponowaną metodyką identyfikacji parametrów omawianego modelu Perzyny, wyznaczono wartości parametrów s , n , k . Wyniki przeprowadzonej estymacji parametru s zamieszczono w tablicy 6.6; parametru k w tablicy 6.7, a parametru n w tablicy 6.8.

Zmiany wartości parametrów s , n , k w modelu Perzyny, pod wpływem zmian natężenia prądu, temperatury, czy wysokości szczeliny, nie są już tak stabilne jak w przypadku parametrów n , R_0 w modelu Bodnera-Partoma.

Zauważono, że wartość parametru k ma tendencję do wzrostu, wraz z rosnącą wartością natężenia prądu, podobnie jak wartość parametru s . Wartość parametru n maleje, wraz z rosnącą wartością natężenia prądu. Niezwykle interesująca jest obserwacja, ogromnego wzrostu wartości parametru s blisko dwustukrotnie, gdy wartość natężenia prądu wzrasta do 2 [A], w przypadku gdy wartość wysokości szczeliny wynosi 7×10^{-4} [m] oraz

6. Metodyka i identyfikacja parametrów modeli lepkoplastycznych badanej cieczy MR

10×10^{-4} [m]. Również przy wartości wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m], wartość parametry s wzrosła blisko dwustukrotnie, ale w tym przypadku, gdy wartość natężenia prądu wynosi 0,4 [A]. Obserwuje się niewielkie zmiany wartości parametrów s , n , k , pod wpływem zmieniającej się wartości temperatury.

Tablica 6.6. Zestawienie wartości parametru s modelu Perzyny; tłumik T-MR 132 DG

szczelina [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴				10x10 ⁻⁴			
temperatura [°C]		25				25				25			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr s [s ⁻¹]		s				s				s			
prędkość ścinania [1/s]	102	1,8	1,4	290	73	0,55	1,1	224	51	0,87	1,5	260	
	144				101								
	217				152								
temperatura [°C]		30				30				30			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr s [s ⁻¹]		s				s				s			
prędkość ścinania [1/s]	102	1,8	1,4	285	73	0,88	0,82	228	51	0,78	1,5	250	
	144				101								
	217				152								
temperatura [°C]		40				40				40			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr s [s ⁻¹]		s				s				s			
prędkość ścinania [1/s]	102	1,15	1,3	280	73	0,36	1,95	215	51	0,6	1,4	230	
	144				101								
	217				152								
temperatura [°C]		50				50				50			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr s [s ⁻¹]		s				s				s			
prędkość ścinania [1/s]	102	1	1,2	270	73	0,75	0,45	202	51	0,55	1,44	205	
	144				101								
	217				152								

Tablica 6.7. Zestawienie wartości parametru k modelu Perzyny; tłumik T-MR 132 DG

szczelina [m]		5x10 ⁻⁴				7x10 ⁻⁴				10x10 ⁻⁴			
temperatura [°C]		25				25				25			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr k [MPa]		k				k				k			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,17	0,15	0,45	73	0,14	0,1	0,51	51	0,12	0,11	0,29	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		30				30				30			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr k [MPa]		k				k				k			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,15	0,14	0,45	73	0,13	0,12	0,47	51	0,11	0,10	0,28	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		40				40				40			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr k [MPa]		k				k				k			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,15	0,14	0,41	73	0,08	0,15	0,48	51	0,10	0,10	0,26	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		50				50				50			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr k [MPa]		k				k				k			
prędkość ścinania [1/s]	102	0,1	0,12	0,5	73	0,12	0,12	0,42	51	0,11	0,09	0,25	
	202				144				101				
	304				217				152				

Tablica 6.8 Zestawienie wartości parametru n modelu Perzyny; tłumik T-MR 132 DG

szczelina [m]	5x10 ⁻⁴					7x10 ⁻⁴				10x10 ⁻⁴			
temperatura [°C]		25				25				25			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr n [.]		n				n				n			
prędkość ścinania [1/s]	102	5,6	3,3	5,3	73	4,36	2,48	1,25	51	6,8	3,3	3,45	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		30				30				30			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr n [.]		n				n				n			
prędkość ścinania [1/s]	102	5,7	3,4	5,4	73	4,03	3,5	1,05	51	6,64	3,25	3,4	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		40				40				40			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr n [.]		n				n				n			
prędkość ścinania [1/s]	102	5,5	3,4	5,3	73	3,27	3,58	4,18	51	6,35	3,32	3,14	
	202				144				101				
	304				217				152				
temperatura [°C]		50				50				50			
natężenie prądu [A]		0,1	0,2	0,4		0,5	1,0	2,0		0,5	1,0	2,0	
parametr n [.]		n				n				n			
prędkość ścinania [1/s]	102	4,25	3,5	5,4	73	5,05	4,18	1,05	51	6,5	3,14	3,13	
	202				144				101				
	304				217				152				

Zamieszczone w tablicach 6.6-6.8, wyliczone wartości parametrów s , n , k , przedstawiono na wykresach (rys. 6.12÷6.14), w funkcji zmiennej wartości natężenia prądu i wartości temperatury. Na rys. 6.12 przedstawiono zmianę wartości parametru s w funkcji zmiennych: natężenia prądu i temperatury, dla szczelin: 5×10^{-4} ; 7×10^{-4} ; 10×10^{-4} [m]. Na rys. 6.13 zobrazowano zmianę wartości parametru n , a na rys. 6.14 zmianę wartości parametru k .

Zmiany wartości parametrów s , n , k , modelu Perzyny, w przestrzeni pod wpływem zmian natężenia prądu, temperatury, czy wysokości szczeliny, nie przebiegają już tak gładko po powierzchni, jak w przypadku parametrów modelu Bodnera-Partoma.

Mimo to, udało się opisać zmiany wartości parametrów prawa Perzyny, funkcjami odwzorowującymi płaszczyzny, które ilustrują zmienność wartości parametrów s , n , k . Jedynie w przypadku parametru n , przy wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m], zachowanie parametru, opisano za pomocą paraboloidy.

Dzięki tak przedstawionym relacjom, wykorzystując oprogramowanie Sigmaplot, otrzymano funkcje reprezentujące zmianę wartości parametrów Perzyny, na odpowiednio utworzonych powierzchniach.

Kolejno, zaproponowano funkcje, opisujące zachowanie wartości parametru n , zależnej od zmiennej wartości temperatury t , oraz wartości natężenia prądu i , przy wysokości szczeliny o wartościach:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 7,61 - 47i + 0,09t + 94i^2 - 0,002t^2, \quad (6.37)$$

$$\text{b) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 4,45 - 2i + 0,02t, \quad (6.38)$$

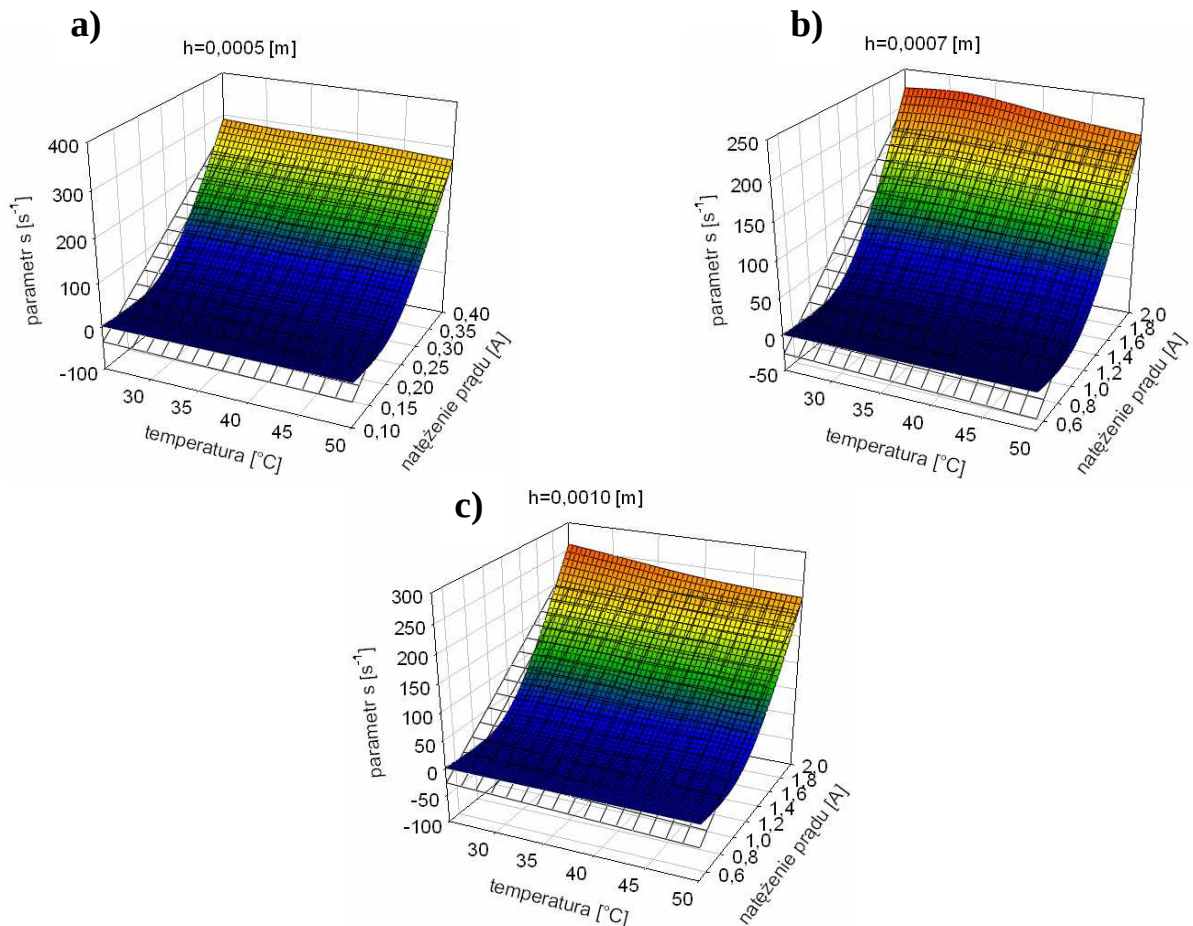
$$\text{c) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad n(t, i) = 6,95 - 1,88i - 0,01t. \quad (6.39)$$

W podobny sposób, wyznaczono funkcje, przedstawiające zachowanie parametru s , zależnej od zmiennej temperatury t oraz natężenia prądu i przy wysokościach szczelin o wartościach:

$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -128 + 999i - 0,27t, \quad (6.40)$$

$$\text{a) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -95 + 154i - 0,33t, \quad (6.41)$$

$$\text{a) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad s(t, i) = -98 + 170i - 0,55t. \quad (6.42)$$



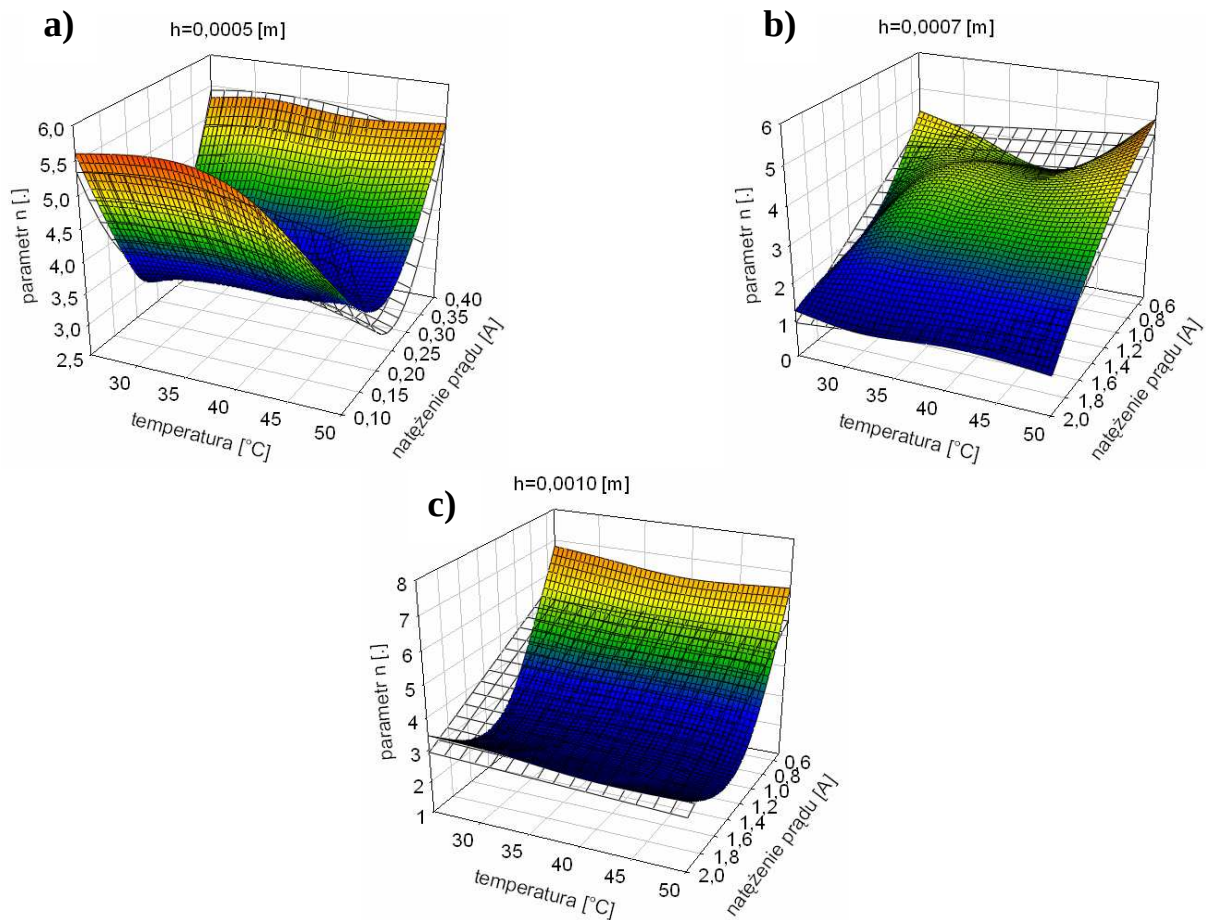
Rys. 6.12. Wpływ natężenia prądu i temperatury na zmianę wartości parametru s w modelu Perzyny, w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG ze szczeliną o wartości:
 (a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) $10 \times 10^{-4} \text{ [m]}$

Zaproponowane funkcje, obrazujące zachowanie wartości parametru k , zależne od zmiennej wartości temperatury t oraz wartości natężenia prądu i przy wysokości szczeliny o wartościach:

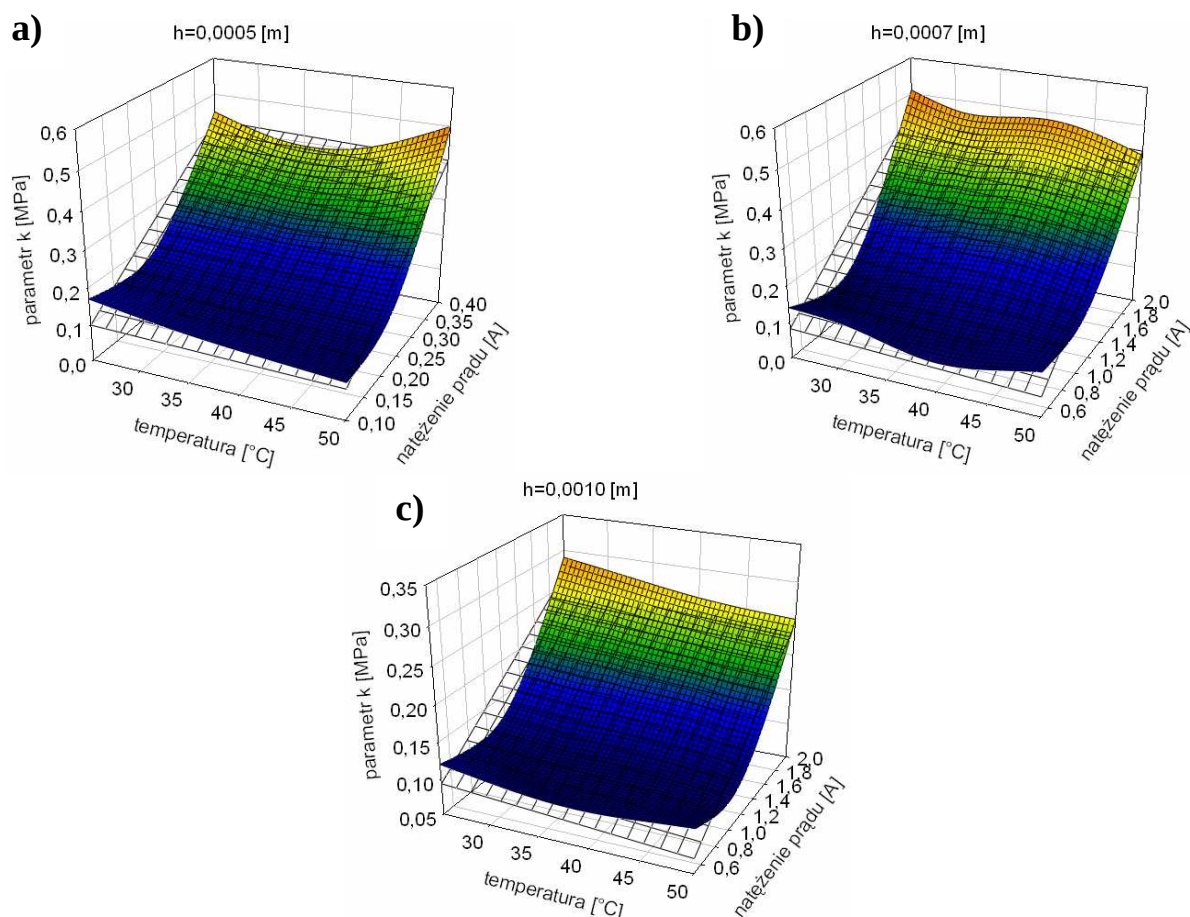
$$\text{a) } h=5 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = 0,005 + 1,1i - 0,0006t, \quad (6.43)$$

$$\text{a) } h=7 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = -0,02 + 0,25i - 0,001t, \quad (6.44)$$

$$\text{a) } h=10 \times 10^{-4} \text{ [m]:} \quad k(t, i) = 0,05 + 0,11i - 0,0009t. \quad (6.45)$$



Rys. 6.13. Wpływ natężenia prądu i temperatury na zmianę wartości parametru n w modelu Perzyny, w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG ze szczeliną o wartości:
(a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]



Rys. 6.14. Wpływ natężenia prądu i temperatury na zmianę wartości parametru k w modelu Perzyny, w przypadku tłumika T-MR SiMR 132 DG ze szczeliną o wartości:
(a) 5×10^{-4} ; (b) 7×10^{-4} ; (c) 10×10^{-4} [m]

6.8. Ocena dokładności wyznaczonych parametrów modeli lepkoplastycznych

Identyfikacja odbywała się na podstawie danych składających się z dużej ilości punktów. Cykliczna praca tłoczyska, za każdym cyklem reprezentowała, te same dane pomiarowe. Identyfikując w każdym cyklu pracy tłoczyska, otrzymano te same wartości parametrów, zatem rozrzut wartości parametrów jest bliski zeru.

Stosowana metoda Marquardta-Levenberga, w programie Sigmaplot, charakteryzowała się przedziałem ufności 95%. Na tej podstawie, autor jest przekonany, że wyznaczone wartości parametrów modeli lepkoplastycznych, obarczone są bardzo małym błędem, a sprawdzeniem na to, będzie porównanie symulacji numerycznych, zawierających w swoim opisie, wyliczone wartości parametrów, z danymi eksperymentalnymi.

Charakterystyki porównawcze zostaną przedstawione w rozdziale 7.

7. Symulacje numeryczne modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny

7.1. Wprowadzenie

Wyniki identyfikacji parametrów modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny zostały poddane weryfikacji, poprzez porównanie rezultatów symulacji numerycznych modelu lepkoplastycznego z wynikami doświadczalnymi.

Równania Bodnera-Partoma i Perzyny opisują nieliniowe równania różniczkowe pierwszego rzędu, dlatego zdecydowano się je całkować metodą jawną – metodą Eulera. Jest to jedna z najprostszych metod rozwiązywania równań różniczkowych zwyczajnych, według której „kierunek” jest wyrażony przez pierwszą pochodną funkcji [NEJBAUM, 2003]:

$$\varphi = \frac{dy}{dx} = f(x_i, y_i), \quad (7.1)$$

w takim razie:

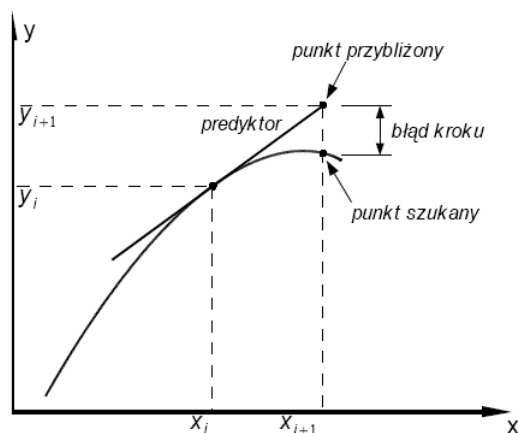
$$y_{i+1} = y_i + f(x_i, y_i)h, \quad (7.2)$$

$$h = x_{i+1} - x_i. \quad (7.3)$$

gdzie h – krok całkowania funkcji, φ - kierunek poszukiwanego kolejnego punktu rozwiązania.

Pierwsza pochodna funkcji wyznacza kierunek położenia nowego punktu rozwiązania. Jest to tzw. predyktor (rys. 7.1) [NEJBAUM, 2003]. Odległość między predyktorem a rozwiązaniem dokładnym stanowi błąd metody.

Szczegółowe informacje na temat rozwiązywania numerycznego równania różniczkowego metodą Eulera w środowisku MATLAB zamieszczone są w pracach: [OTTO, 2005], [YANG, 2005], [MATHEWS, 1999].



Rys. 7.1. Interpretacja graficzna metody Eulera [NEJBAUM, 2003]

Prędkość odkształcenia plastycznego $\dot{\gamma}^l$, potrzebną do rozwiązywania równań konstytutywnych na potrzeby realizacji symulacji, zapisano równaniem:

$$\frac{d\gamma^l}{dt} = \frac{d\gamma}{dt} - \frac{d\gamma^e}{dt}. \quad (7.4)$$

Zależność prędkości odkształcenia sprężystego $\dot{\gamma}^e$, przedstawiono następująco:

$$\frac{d\gamma^e}{dt} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \frac{d\gamma}{dt} = \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \dot{\gamma}. \quad (7.5)$$

Uwzględniając równanie (7.4) oraz (7.5) otrzymano zależność opisującą prędkość odkształcenia plastycznego w postaci:

$$\dot{\gamma}^l = \dot{\gamma} \left(1 - \frac{1}{G} \frac{d\tau}{d\gamma} \right). \quad (7.6)$$

Równanie (7.6) posłuży w rozwiązaniu równań konstytutywnych Bodnera-Partoma i Perzyny.

Poniżej zostały przedstawione rozwiązania numeryczne modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny.

7.2. Symulacje numeryczne prawa Bodnera-Partoma

Korzystając z równania (7.6) oraz równania (6.3), lepkoplastyczne równanie konstytutywne Bodnera-Partoma otrzymuje się w postaci:

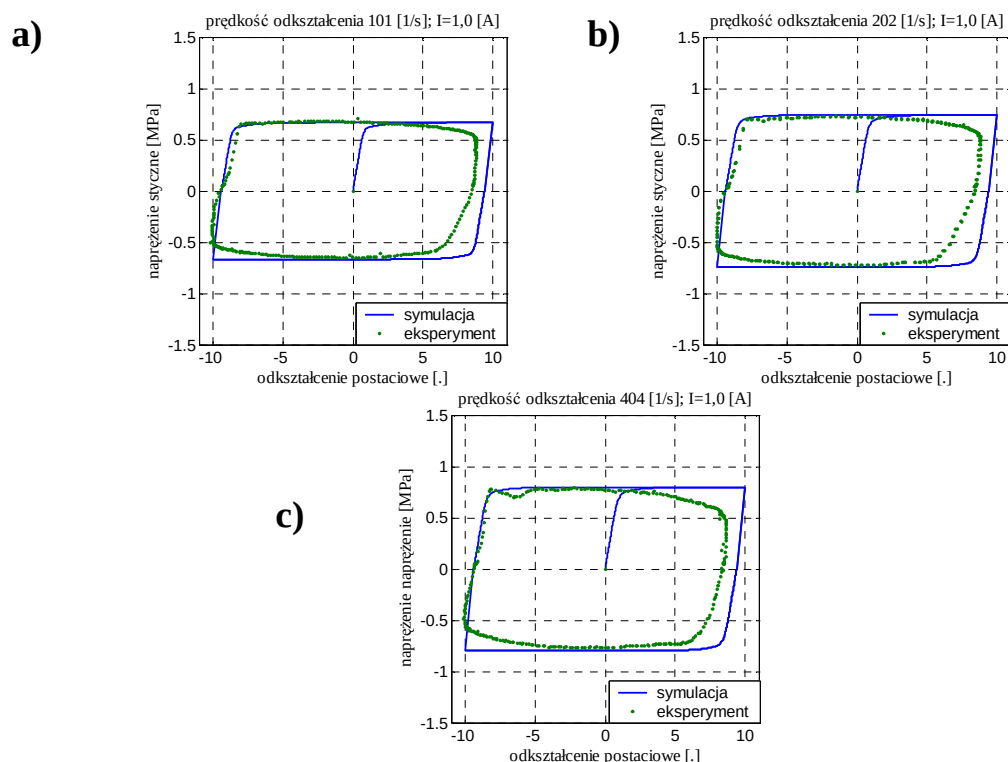
$$\frac{d\tau}{d\gamma} = G \left(1 - \frac{2}{\dot{\gamma}} D_0 \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{R+D}{\sqrt{3}\tau} \right)^{2n} \frac{n+1}{n} \right] \operatorname{sgn}(\tau) \right). \quad (7.7)$$

Uwzględniając czas obliczeń oraz potrzebną do realizacji dokładność rozwiązania numerycznego, ustalono krok całkowania, wynoszący: $d\gamma = 0,01$. Krok ten dobrano na

podstawie wstępnych obliczeń numerycznych sprawdzając rozwiązania z krokiem całkowania zawierającym się w przedziale od 0,1 do 0,00001. Na podstawie serii testów, autor pracy przyjął do obliczeń krok $d\gamma = 0,01$.

Na rys. 7.2. przedstawiono wyniki rozwiązania numerycznego modelu Bodnera-Partoma, amortyzatora LORD RD 1005-3 uzyskane przy trzech wartościach prędkości ścinania: 101; 202; 404 [1/s], przy wartości natężenia prądu 1 [A] oraz temperaturze 25 [°C]. W symulacji zostały zawarte parametry wzmocnień. Otrzymane rezultaty zostały zilustrowane (rys. 7.2) na tle wyników eksperymentalnych jakie otrzymano badając amortyzator LORD RD 1005-3.

Oceniając wyniki rezultatów numerycznych i doświadczalnych, zauważa się dużą zbieżność otrzymanych maksymalnych wartości naprężeń ścinających, pochodzących z przeprowadzonych eksperymentów z danymi wyliczonymi w procesie otrzymanych przebiegów symulacji numerycznych. Niepokojący, jest jedynie fakt, że w rogach wykresów są stosunkowo duże rozbieżności. Jest to rezultat zawartej w urządzeniu tzw. sprężyny gazowej.

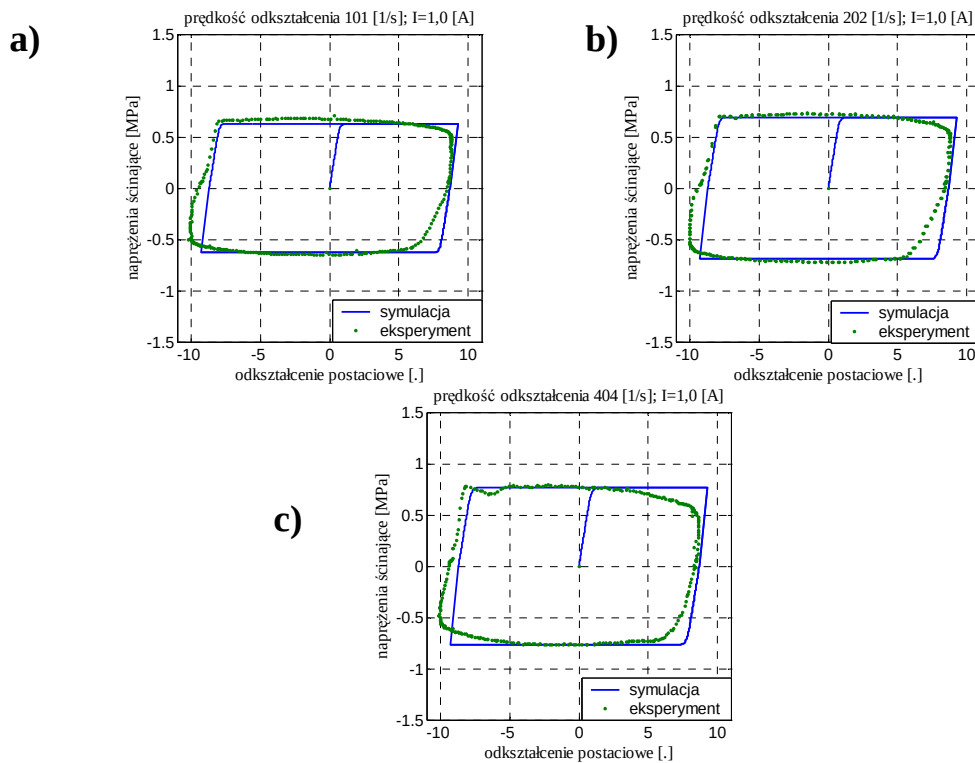


Rys. 7.2. Porównanie wyników rozwiązania numerycznego modelu Bodnera-Partoma z danymi doświadczalnymi amortyzatora LORD 1005-3, otrzymane przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1 [A]; temperaturze 25 [°C]; prędkości ścinania: 101; 202; 404 [1/s]

Na rys. 7.3 pokazano porównanie wyników rozwiązania numerycznego modelu Bodnera-Partoma z rezultatami badań doświadczalnych amortyzatora LORD 1005-3, przy trzech wartościach prędkości ścinania: 101; 202; 404 [1/s]. W tym przypadku, zrezygnowano z parametrów funkcji wzmocnień. Porównując dane z rys. 7.3 z danymi z rys. 7.2, zauważono, że rezygnując z parametrów wzmocnień w procesie symulacji, nie są osiągane wartości naprężeń ścinających, które otrzymano w procesie badań eksperymentalnych. Różnica ta jest minimalna i w pewnym stopniu uzasadnia możliwość rezygnacji z parametrów wzmocnień, w prowadzonym procesie ich identyfikacji.

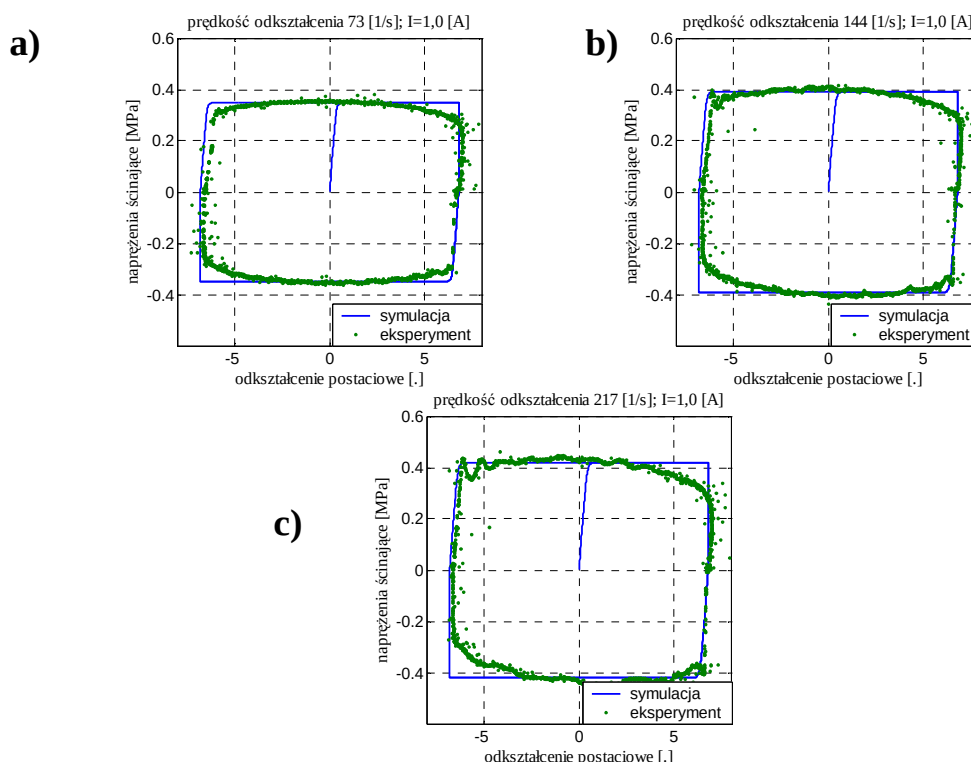
Korzystając z równań (6.23) oraz (6.24) wyznaczonych dla parametrów n oraz R_0 zależnych od natężenia prądu, wygenerowano symulacje numeryczne Bodnera-Partoma oraz ich porównanie z rezultatami eksperymentalnymi, które zamieszczono w załączniku 4. Dane te dotyczą cieczy pracującej w amortyzatorze LORD RD 1005-3. Analizując otrzymane rezultaty zamieszczone na rys. 4.1÷4.7, obserwuje się dobrą zbieżność pomiędzy eksperymentem, a symulacją w rejonie maksymalnych naprężeń ścinających. Niestety nieuwzględniona w procesie identyfikacji, zamontowana w amortyzatorze, sprężyna gazowa spowodowała rozbieżności pomiędzy rozwiązaniem numerycznym Bodnera-Partoma a doświadczeniem. W przyszłości, w amortyzatorach MR, zawierających sprężynę gazową, należy w procesie identyfikacji parametrów modeli lepkoplastycznych uwzględnić obecność tego elementu.

Na rys. 4.1 w załączniku 4, na którym przedstawiono wyniki numerycznej symulacji Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: wartości natężenia prądu 0,2 [A], temperaturze 25 [°C] zaobserwowano duże rozbieżności pomiędzy danymi pochodzącymi z eksperymentu, a rozwiązaniem modelu matematycznego. Rozbieżności wynikają, z wyliczonej wartości parametrów zaproponowanych krzywych (6.25) oraz (6.26). Autor pracy, podczas identyfikacji parametrów, zauważył, że przy wartości natężenia prądu mniejszej od 0,5 [A], parametru odbiegają od trendu, jaki otrzymuje się powyżej wartości wynoszącej 0,5 [A]. Należy w kolejnych badaniach, zgłębić dokładniej to zjawisko, by móc szczegółowo prześledzić zmiany wartości parametrów poniżej natężenia prądu 0,5 [A], co pozwoli na precyzyjniejszy zapis funkcji zmian parametrów zależnych od wartości natężenia prądu.



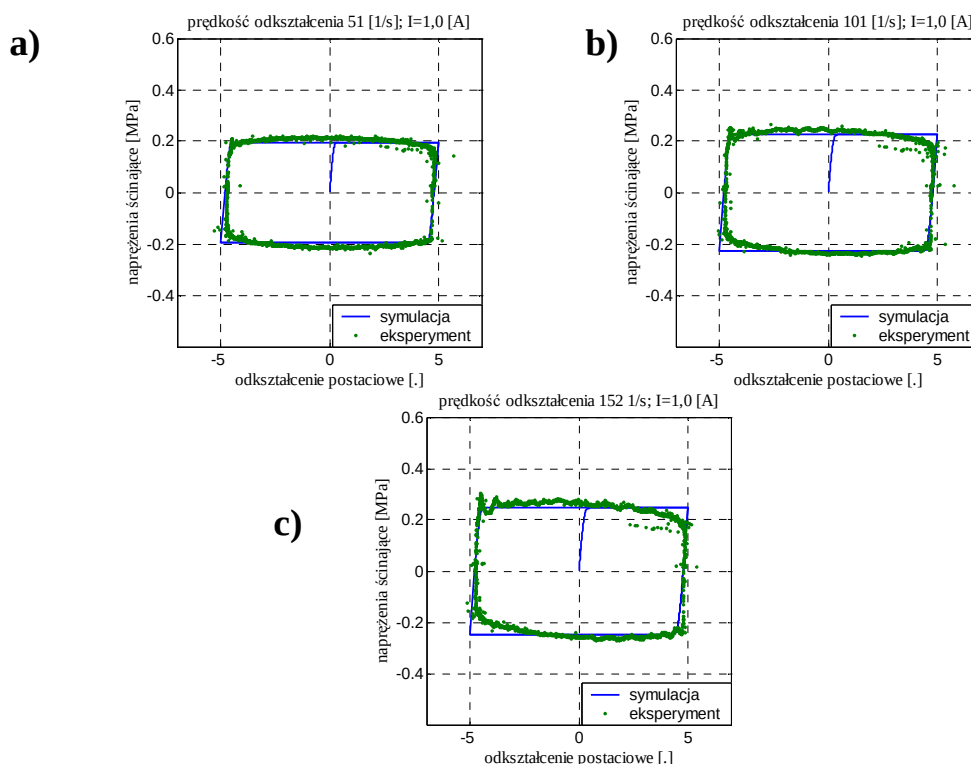
Rys. 7.3. Porównanie wyników rozwiązania numerycznego modelu Bodnera-Partoma bez parametrów wzmocnień z danymi doświadczalnymi amortyzatora LORD 1005-3, otrzymane przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1 [A]; temperaturze 25 [°C]; prędkości ścinania: 101; 202; 404 [1/s]

Porównanie wyników rozwiązania numerycznego modelu Bodnera-Partoma z rezultatami badań doświadczalnych tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1 [A], temperaturze 25 [°C], wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m], prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s], zamieszczono na rys. 7.4. W tym przypadku, zrezygnowano z parametrów funkcji wzmocnień. Przedstawione symulacje numeryczne (rys. 7.4) dobrze oddają charakterystyki naprężeń ścinających w funkcji odkształcenia postaciowego. Wyniki numeryczne są zbliżone do danych eksperymentalnych.



Rys. 7.4. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]

Na rys. 7.5 zamieszczono wyniki symulacji numerycznej modelu Bodnera-Partoma oraz rezultaty badań doświadczalnych tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach prób: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]. Zarówno w przykładzie zilustrowanym na rys. 7.4 (szczelina 7×10^{-4} [m]) jak i w przykładzie pokazanym na rys. 7.5 (szczelina 10×10^{-4} [m]) wyniki symulacji numerycznych dobrze odzwierciedlają charakterystyki pochodzące z eksperymentów.

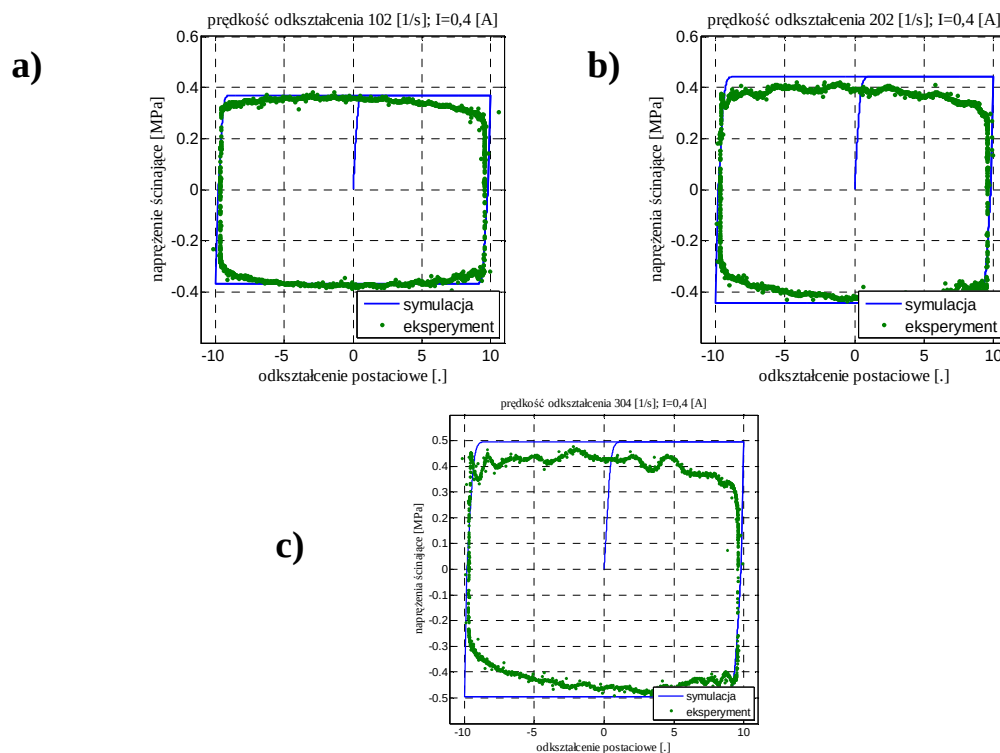


Rys. 7.5. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]

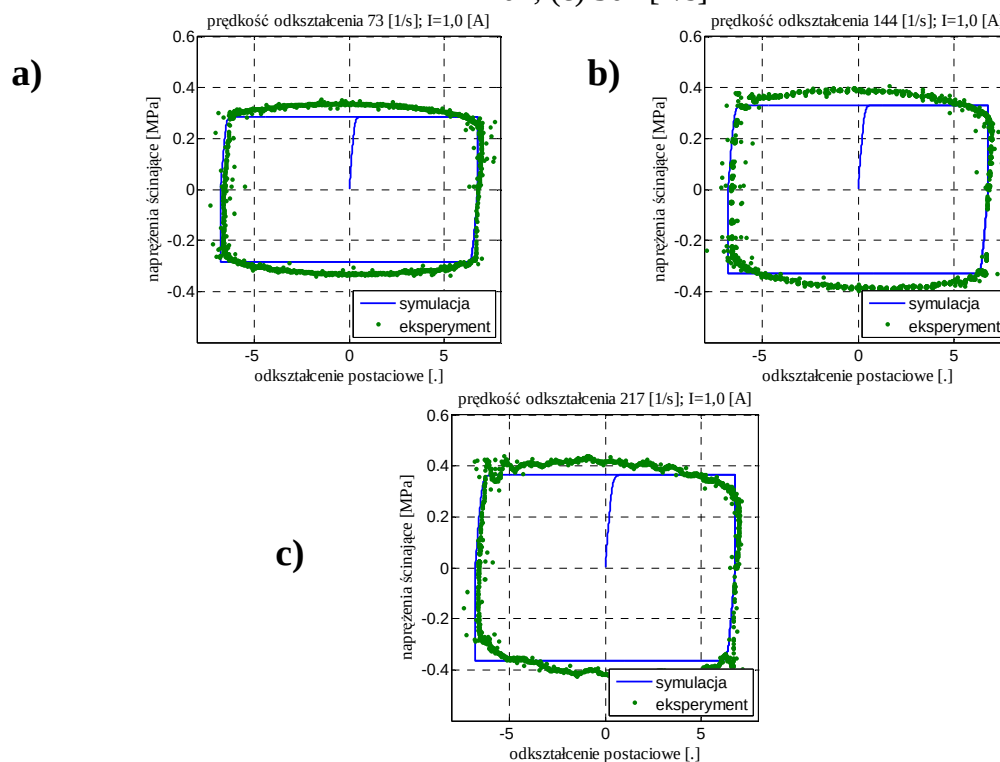
Na rys. 7.6÷7.8 zamieszczono porównania wyników numerycznych symulacji Bodnera-Partoma z wynikami badań, dotyczących cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG. W odróżnieniu do symulacji numerycznych prezentowanych na rys. 7.2÷7.5, w omawianym przypadku (rys. 7.6÷7.8) do wykreślenia symulacji, posłużono się zaproponowanymi funkcjami zmian parametrów zależnymi od temperatury, natężenia prądu oraz wysokości szczeliny (6.28)-(6.30). Wykreślone przykładowe krzywe (rys. 7.6÷7.8), potwierdzają słuszność proponowanych funkcji dla parametrów n oraz R_0 w prawie Bodnera-Partoma. Symulacje numeryczne dobrze oddają charakter przeprowadzonych eksperymentów.

W załączniku nr 2, przedstawiono kompletne wyniki symulacji numerycznych, dotyczących modelu Bodnera-Partoma, porównane z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, dla wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m] (rys. 2.1-2.12), $h=7 \times 10^{-4}$ [m] (rys. 2.13-2.24) oraz $h=10 \times 10^{-4}$ [m] (rys. 2.25-2.36). W tym przypadku do wykreślenia rozwiązań numerycznych posłużono się wartościami parametrów zamieszczonymi w tablicach 6.4 oraz 6.5.

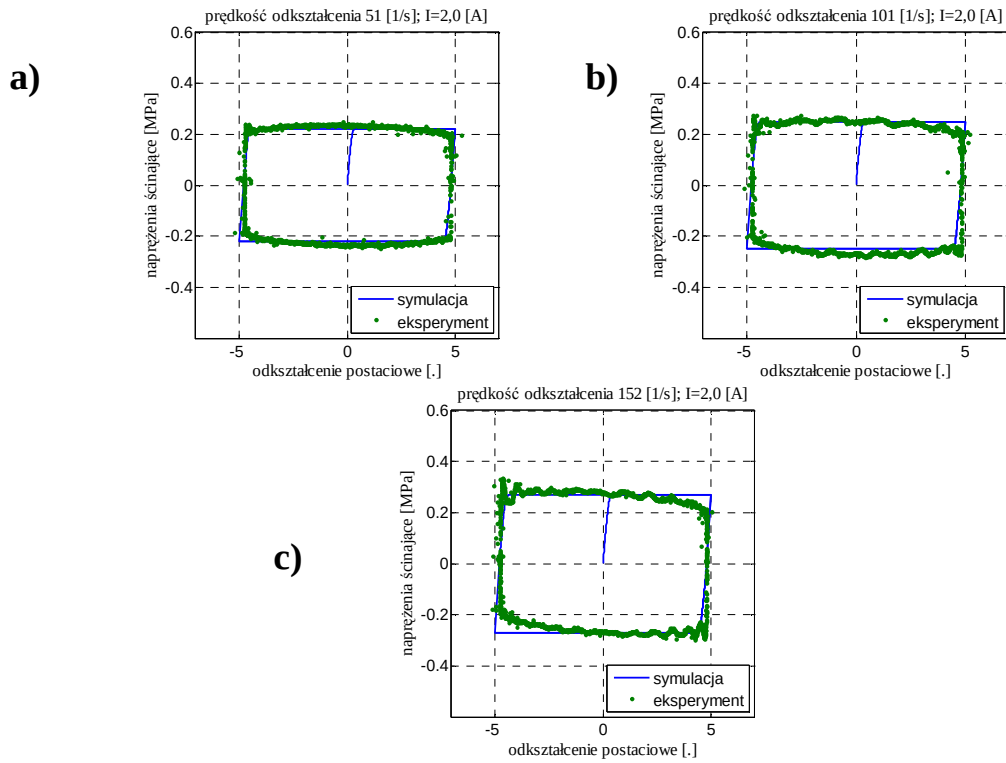
Oceniając pokazane dane w załączniku 2, nasuwa się wniosek, że parametry zostały prawidłowo wyznaczone.



Rys. 7.6. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



Rys. 7.7. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



Rys. 7.8. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51 (b) 101; (c) 152 [1/s]

7.3. Symulacje numeryczne modelu Perzyny

Korzystając z równania (7.6) oraz równania (6.21), lepkoplastyczne równanie konstytutywne Perzyny, można przedstawić w postaci:

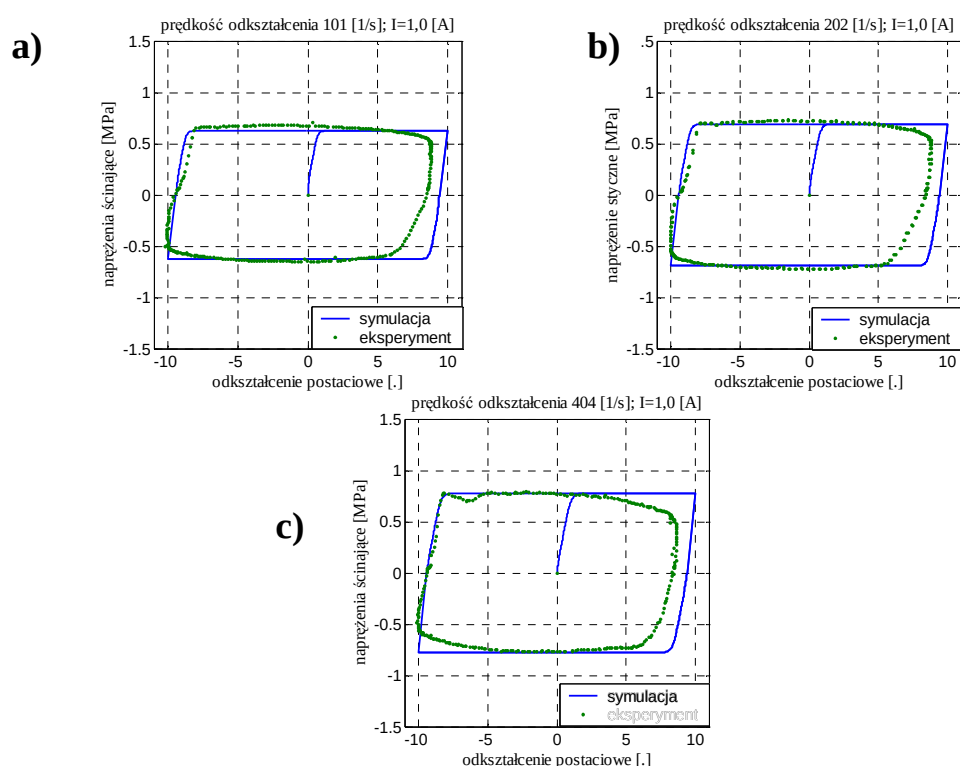
$$\frac{d\tau}{d\gamma} = G \left(1 - \frac{\sqrt{3}s \left\langle \frac{\sqrt{3}\tau}{k} - 1 \right\rangle^n}{\dot{\gamma}} \right). \quad (7.8)$$

Tak jak w przypadku prawa Bodnera-Partoma przyjęty w programie krok całkowania wynosi $d\gamma = 0,01$.

Na rys. 7.9. zamieszczono porównanie wyników rozwiązania numerycznego modelu Perzyny z danymi doświadczalnymi, dotyczącymi amortyzatora LORD 1005-3, przy trzech wartościach prędkości ścinania: 101; 202; 404 [1/s]. W modelu Perzyny, brak jest funkcji wzmocnień, a w modelu występują trzy parametry, a nie dwa jak w modelu Bodnera-Partoma. Zwiększenie liczby parametrów o jeden, nie wpłynęło na dokładność rozwiązania numerycznego. Charakter rezultatów ilustrujących wyniki symulacji modelu Perzyny, porównany z danymi eksperymentalnymi amortyzatora LORD RD 1005-3 świadczy o

prawidłowym wyznaczeniu parametrów. Podobnie jak w przypadku rozwiązania modelu Bodnera-Partoma, również w modelu Perzyny, nie udało się odwzorować w pełni charakterystyki sprężyny.

Rezultaty porównania wyników symulacji z wynikami doświadczalnymi, dotyczącymi amortyzatora LORD RD 1005-3, zamieszczone zostały w załączniku nr 5, gdzie na rys. 5.1÷5.7 zamieszczono rozwiązania numeryczne, które w swoim zapisie matematycznym zawierały funkcje parametrów s , n , k opisane równaniami (6.25), (6.26), (6.27).

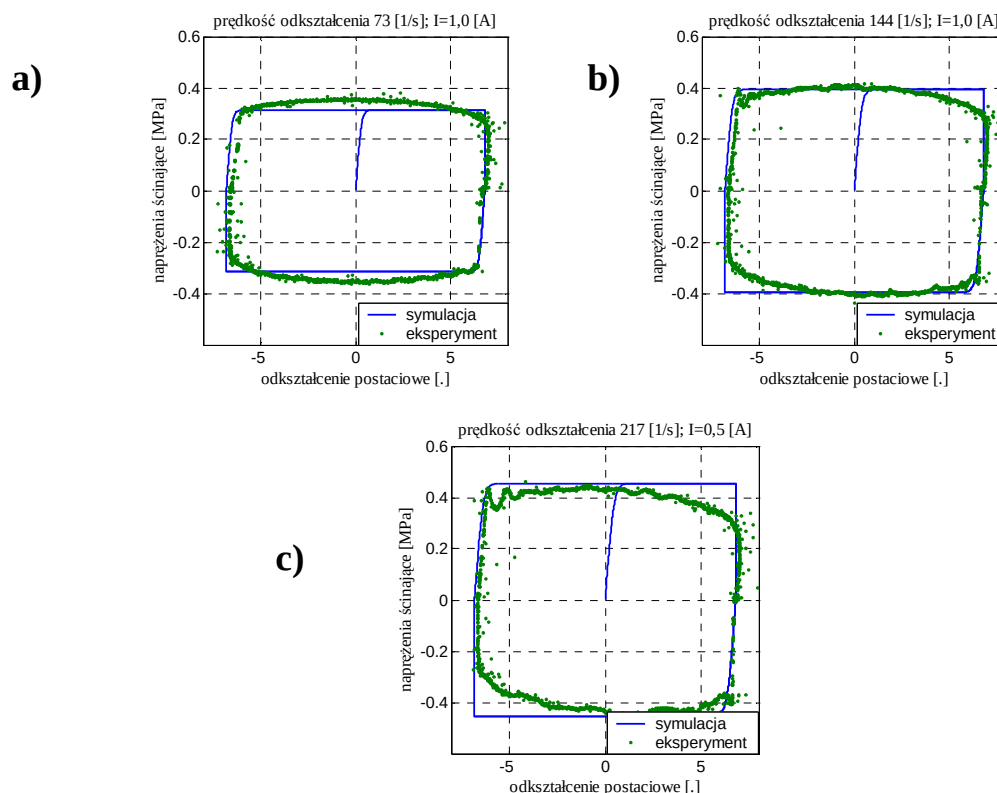


Rys. 7.9. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań amortyzatora LORD RD 1005-3, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]

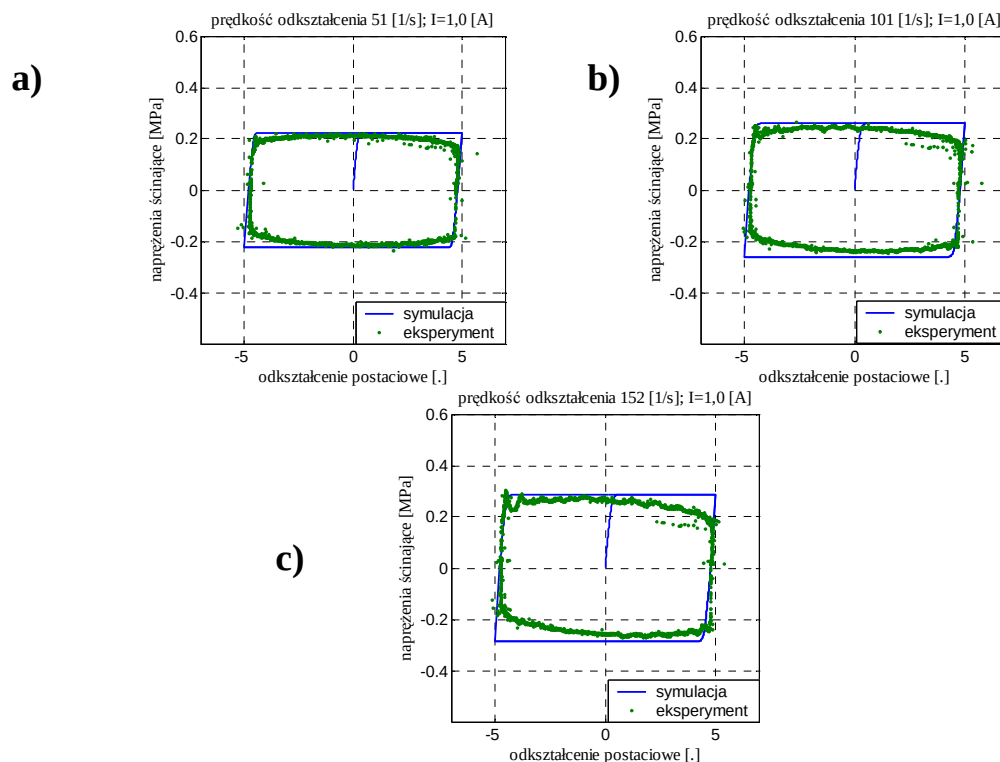
Na rys. 7.10 przedstawiono przykładowe wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, otrzymane przy wartości parametrów: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]; na rys. 7.11 wyniki otrzymane przy wartości parametrów: wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]. Oceniając otrzymane rezultaty badań, które zostały przedstawione na rys. 7.10 oraz 7.11

zauważa się, iż wartości pochodzące z symulacji, w niewielkim stopniu odbiegają od otrzymanych wartości eksperymentalnych.

W załączniku nr 3 znajdują się kompletne wyniki symulacji numerycznych, dotyczących modelu Perzyny, porównane z wynikami eksperymentów tłumika T-MR SiMR 132 DG, dla wartości wysokości szczeliny $h=5 \times 10^{-4}$ [m] (rys.3.1-3.12), $h=7 \times 10^{-4}$ [m] (rys. 3.13-3.24) oraz $h=10 \times 10^{-4}$ [m] (rys. 3.25-3.36), porównane z danymi eksperymentalnymi tłumika T-MR SiMR 132 DG. Do wykreślenia symulacji skorzystano z wartości parametrów pochodzących z tablic 6.6, 6.7 oraz 6.8. Przeglądając wykreślone krzywe, można stwierdzić, że przeprowadzone obliczenia dotyczące identyfikacji parametrów prawa Perzyny, zostały przeprowadzone prawidłowo.

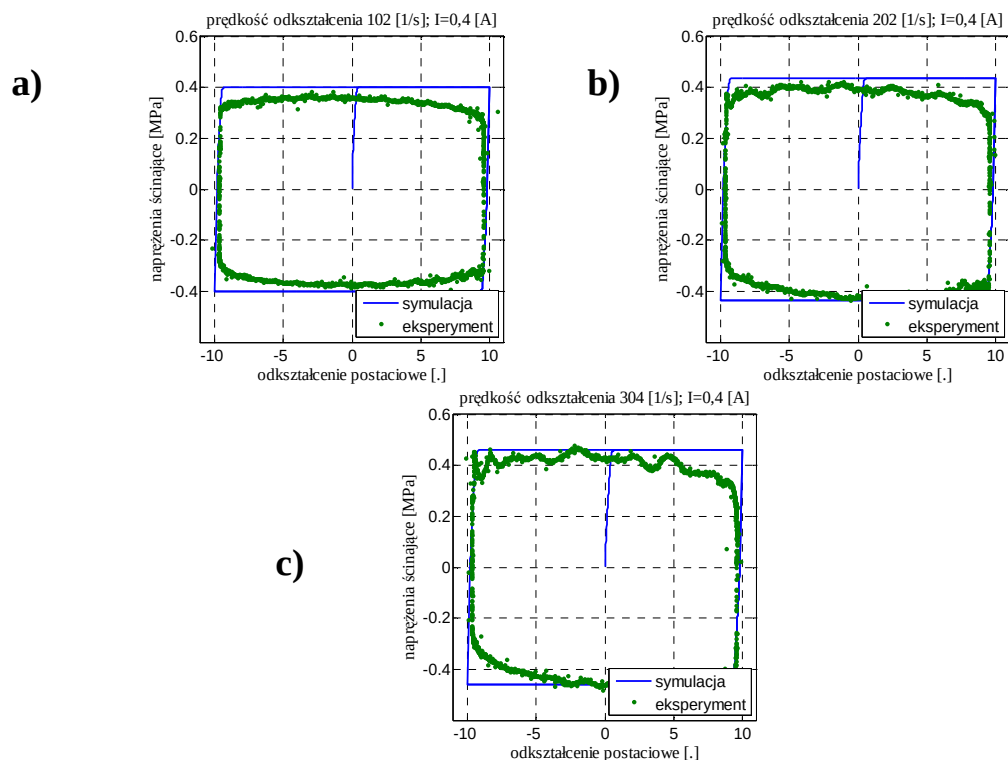


Rys. 7.10. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]

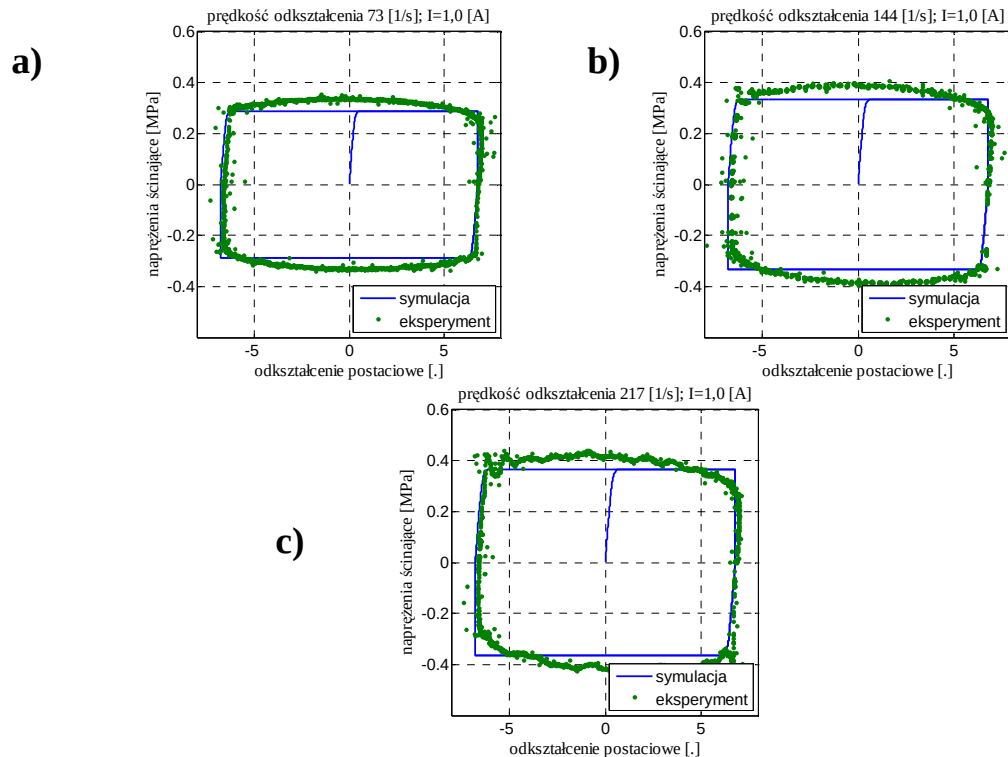


Rys.7.11. Porównanie numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]

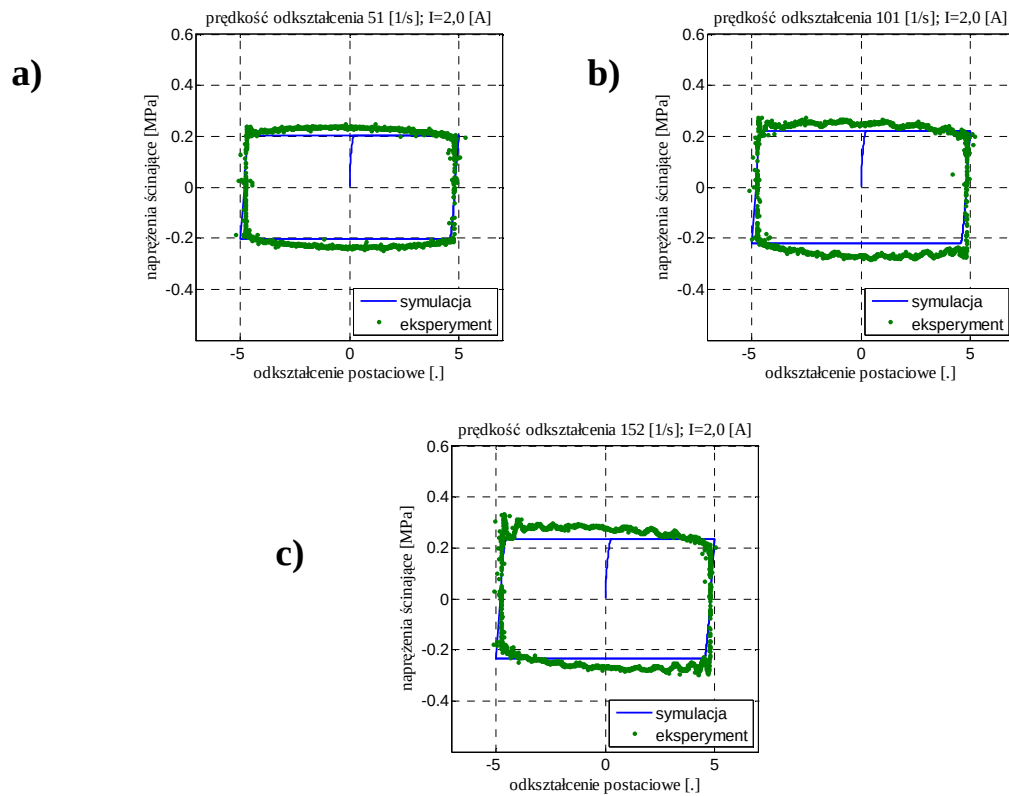
Na rys. 7.12÷7.14 zamieszczono porównania wyników numerycznych symulacji Perzyny z wynikami badań, dotyczących cieczy MR pracującej w tłumiku T-MR SiMR 132 DG. W odróżnieniu do symulacji numerycznych prezentowanych na rys. 7.9÷7.11, w omawianym przypadku, posłużono się zaproponowanymi funkcjami zmian parametrów zależnymi od temperatury i natężenia prądu (6.37)÷(6.45). Wykreślone przykładowe krzywe, potwierdzają słuszność proponowanych funkcji dla parametrów s , n , k w prawie Perzyny.



Rys. 7.12. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102 (b) 202; (c) 304 [1/s]



Rys. 7.13. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73 (b) 144; (c) 217 [1/s]



Rys. 7.14. Porównanie wyników numerycznej symulacji prawa Perzyny z wynikami badań tłumika T-MR SiMR 132 DG, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51 (b) 101; (c) 152 [1/s]

8. Optymalizacja wysokości szczeliny

8.1. Wprowadzenie

Opierając się na przeprowadzonej analizie lepkoplastycznych właściwości badanej cieczy MRF 132 DG, autor przedstawił zmodyfikowaną wersję prawa Bodnera-Partoma z dwoma parametrami n , R_0 oraz czterema zmiennymi: prędkością ścinania, natężeniem prądu, temperaturą oraz wysokością szczeliny. Zmodyfikowany model matematyczny został zapisany równaniami: (6.34), (6.35), (6.36). W prezentowanej dysertacji, w swoim zapisie, zmodyfikowane prawo Bodnera-Partoma reprezentuje funkcję celu, która zostanie wykorzystana w procesie optymalizacji.

Jako przedmiot optymalizacji przyjęto odszukanie optymalnej wartości wysokości szczeliny w głowicy urządzenia, przez którą przemieszcza się ciecz magnetoreologiczna. Na podstawie przeprowadzonej w rozdziale 5 oraz 6, analizy, m.in. zmian maksymalnych wartości naprężeń ścinających cieczy MR oraz zmian wartości parametrów modelu Bodnera-Partoma, autor rozprawy jako wartość optymalną wysokości szczeliny wskazał 5×10^{-4} [m]. Dla tej wartości, w trakcie eksperymentów otrzymano wartość naprężeń ścinających wynoszącą 0,45 [MPa], przy wartości natężenia prądu zaledwie 0,4 [A]. Przy szczelinie $h = 7 \times 10^{-4}$ [m] zbliżone wartości maksymalnych naprężeń ścinających wynoszące ok. 0,45 [MPa], są osiągane przy wartości natężenia prądu wynoszącego 2,0 [A]. W przypadku szczeliny 10×10^{-4} [m], przy wartości natężenia prądu 2,0 [A], wartości maksymalnych naprężeń ścinających wynoszą ok. 0,25 [MPa].

Dla przyjętej funkcji celu, sformułowano kryterium, aby odszukać taką wartość wysokości szczeliny, przy której naprężenia ścinające będą maksymalne przy jak najmniejszej wartości natężenia prądu płynącego w solenoidzie badanego urządzenia. W osiągnięciu rozwiązania postanowionego zadania optymalizacji, spośród obecnych metod optymalizacji zdecydowano się na programowanie matematyczne, w którym wybrano programowane

nieliniowe z ograniczeniami, tzw. metodę graficzną oraz programowanie heurystyczne, z którego wybrano algorytmy genetyczne.

Poniżej korzystając z funkcji celu oraz wybranych technik optymalizacji przeprowadzono obliczenia, mające wskazać najkorzystniejszy wariant wysokości szczeliny.

8.2. Obliczenia optymalizacyjne

8.2.1. Metoda graficzna

Przyjęta w zadaniu optymalizacji, metoda graficzna jest stosowana głównie jako weryfikator wyników i podpowiadacz, tzw. punktów startowych, w metodach numerycznych. Jest to ogromna pomoc przy tego typu obliczeniach.

Model matematyczny prezentowanego problemu optymalizacyjnego, precyzuje zbiór zmiennych decyzyjnych, funkcję celu oraz zbiór warunków ograniczających [JURECZKO, 2009]. Na wszystkie zmienne decyzyjne nałożony jest warunek o nieujemności.

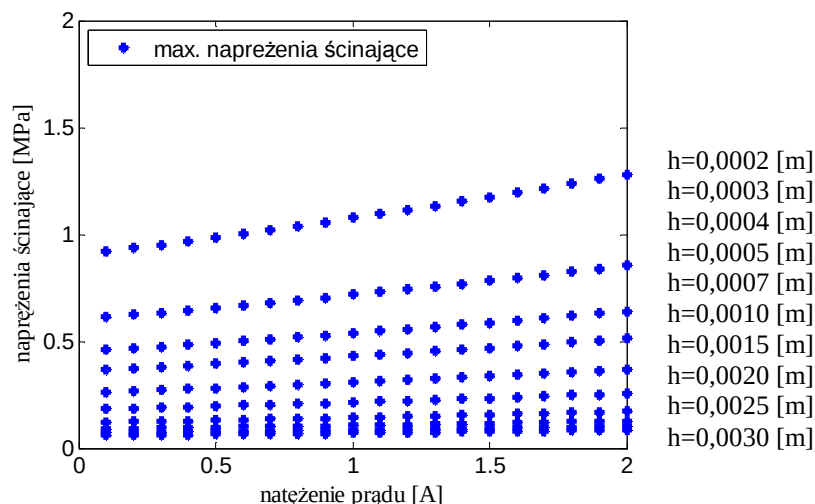
W metodzie graficznej wprowadzono następujące ograniczenia:

- wartość natężenia prądu została zawarta w przedziale $0 \div 2$ [A];
- wartość wysokości szczeliny umieszczono przedziale od 2×10^{-4} do 30×10^{-4} [m];
- wartość prędkości ścinania ograniczono od 50 do 700 [1/s];
- przyjęto wartość temperatury 25 [°C].

Korzystając z oprogramowania MATLAB, zaprogramowano funkcję celu oraz wprowadzono zaplanowane warunki ograniczające. Wyniki optymalizacji otrzymane metodą graficzną zaprezentowano na rys. 8.1. Na zaprezentowanym wykresie (rys. 8.1) zobrazowano wyniki obliczeń przy prędkości ścinania 100 [1/s]. Dla wartości wysokości szczeliny wzrastającej od $h = 15 \times 10^{-4}$ [m] do $h = 30 \times 10^{-4}$ [m], wzrost naprężeń ścinających jest niewielki. Największy wzrost zauważalny jest pomiędzy wartością $h = 2 \times 10^{-4}$ [m] a $h = 4 \times 10^{-4}$ [m].

Przy wartości natężenia prądu 2 [A], dla przypadku szczeliny 2×10^{-4} [m], maksymalne naprężenia ścinające wynoszą 1,3 [MPa], a dla szczeliny 30×10^{-4} zaledwie 0,1 [MPa].

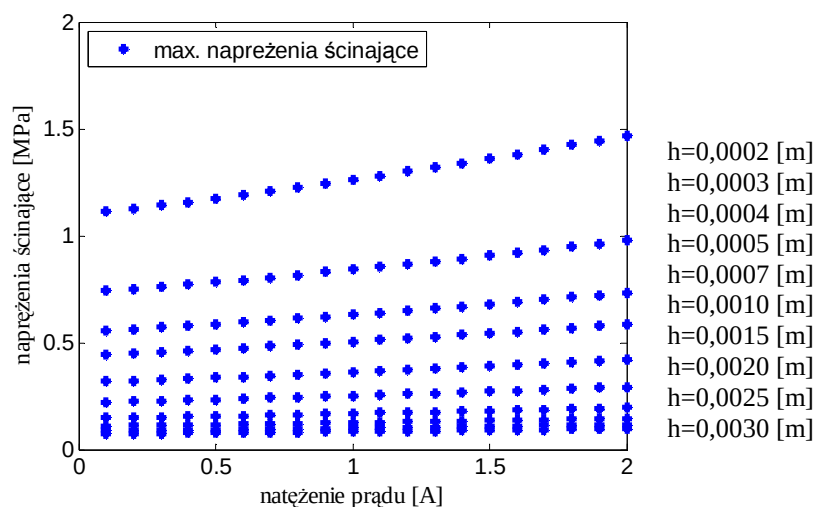
Zmiana wysokości szczeliny z 2×10^{-4} na 3×10^{-4} [m] spowodowała zmianę o blisko 70%, maksymalnych wartości naprężeń ścinających.



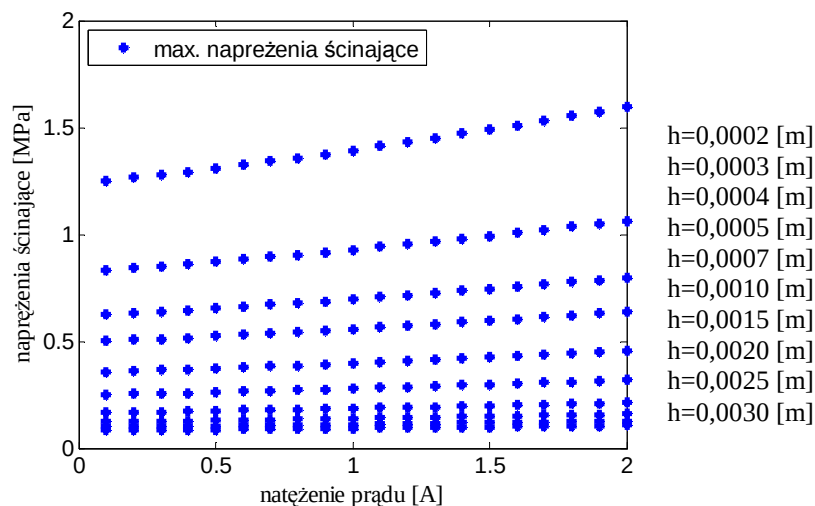
Rys. 8.1. Wyniki optymalizacji metodą graficzną, przy wartości prędkości ścinania 100 [1/s]

Na rys. 8.2 przedstawiono wyniki optymalizacji przy prędkości ścinania 200 [1/s], zaś na rys. 8.3 przy prędkości ścinania 300 [1/s], na rys. 8.4 przy prędkości 400 [1/s], a 500 [1/s] na rys. 8.5. Analizując przedstawione dane z rys. 8.1÷8.5, można stwierdzić, że wzrost prędkości ścinania powoduje wzrost wartości naprężeń ścinających. Przy prędkości ścinania 100 [1/s], wysokości szczeliny wynoszącej 2×10^{-4} [m], wartości natężenia prądu 2 [A], wartość naprężeń ścinających wynosi 1,5 [MPa], a przy prędkości ścinania 500 [1/s] 1,7 [MPa]. Największe wzrosty maksymalnych naprężeń ścinających zauważane są dla szczeliny zmieniającej się od 2×10^{-4} [m] do 20×10^{-4} [m].

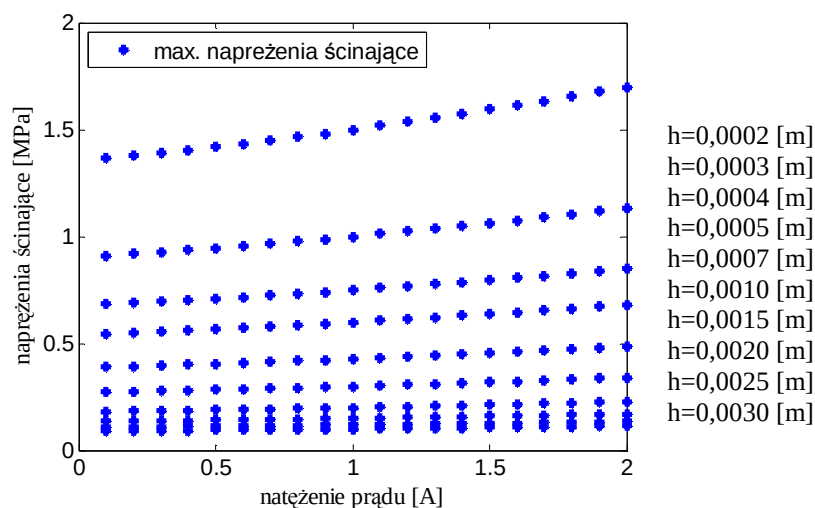
Po przeanalizowaniu wyników z metody graficznej, aby zmniejszyć ilość obliczeń w przypadku techniki algorytmów genetycznych, zawężono wartość wysokości szczeliny od 4×10^{-4} do 20×10^{-4} [m].



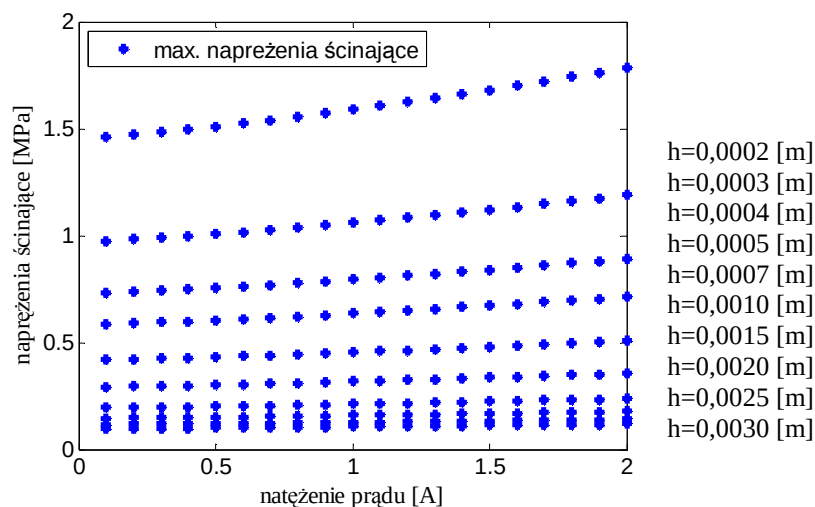
Rys. 8.2. Wyniki optymalizacji metodą graficzną, przy wartości prędkości ścinania 200 [1/s]



Rys. 8.3. Wyniki optymalizacji metodą graficzną, przy wartości prędkości ścinania 300 [1/s]



Rys. 8.4. Wyniki optymalizacji metodą graficzną, przy wartości prędkości ścinania 400 [1/s]



Rys. 8.5. Wyniki optymalizacji metodą graficzną, przy wartości prędkości ścinania 500 [1/s]

8.2.2. Algorytmy genetyczne

Algorytmy genetyczne to algorytmy oparte na naśladowaniu natury, bowiem ewolucja naturalna jest swoistym procesem optymalizacyjnym [JURECZKO, 2009]. W porównaniu z metodami tradycyjnymi, nie operują na zmiennych decyzyjnych zadania optymalizacji, lecz wykorzystują ich zakodowaną postać. Proces optymalizacyjny startuje nie z pojedynczego punktu, lecz z pewnej ich populacji. Są one stosunkowo proste w implementacji, a do ich poprawnego działania nie są konieczne pewne założenia, dotyczące przestrzeni poszukiwań, np. ciągłość, istnienie pochodnych, unimodalność funkcji kryterialnej. Algorytmy genetyczne mogą równocześnie operować na parametrach ciągłych i dyskretnych [BEROWSKI, 2008].

W ogólności algorytmy genetyczne, w odróżnieniu od metod gradientowych, służą do optymalizacji funkcji lub funkcjonałów całkowych, niekoniecznie różniczkowalnych i ciągłych. Umożliwiają poszukiwanie optimum globalnych, lokalnych, warunkowych z nieliniowymi warunkami ograniczającymi. Stosowane są w układach ze sztuczną inteligencją, w tym, w systemach eksperckich i doradczych, w sztucznych sieciach neuronowych i w systemach ekonomicznych i w zarządzaniu [NOWAK, 2007].

Na schemat algorytmu genetycznego i jego podstawowe operacje składają się następujące kroki:

- inicjacja czyli wybór populacji początkowej,
- ocena przystosowania osobników,
- sprawdzenie warunku zatrzymania,
- selekcja osobników,
- utworzenie populacji potomnej,
- wynik w postaci „najlepszego” osobnika.

Wprowadzenie do oprogramowania MATLAB *Genetic Algorithm and Direct Search Toolbox* rozszerzyło możliwości rozwiązywania różnorodnych zadań optymalizacyjnych.

Rozpatrzono zadanie optymalizacji warunkowej przy zastosowaniu algorytmów genetycznych, z funkcją celu jak przy metodzie graficznej. Korzystając z pakietu *Toolbox*, schemat algorytmu genetycznego znacznie ułatwił zadanie optymalizacyjne.

W tym przypadku wprowadzono do *Toolbox-a* następujące ograniczenia: natężenie prądu zawierające się od 0 do 2 [A], wysokość szczeliny od 4×10^{-4} do 20×10^{-4} [m], wartość temperatury od 20 do 60 [°C], oraz prędkość ścinania od 50 do 700 [1/s].

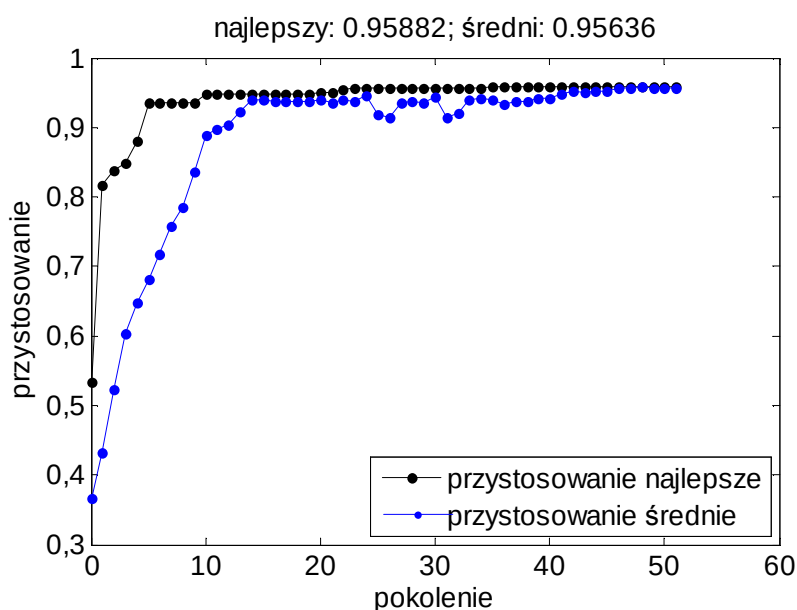
Na rys. 8.6. przedstawiono najlepsze i średnie wartości przystosowania w odniesieniu do kolejnych pokoleń, dla algorytmu genetycznego, dla pierwszych przeprowadzonych

obliczeń. Punkty w górnej części wykresu odnoszą się do najlepszej wartości funkcji przystosowania, podczas gdy w dolnej części wykresu odnoszą się do średnich wartości funkcji przystosowania w każdej iteracji.

Analizując wykres danej funkcji można zauważyć, że posiada on jedno maximum, wynoszące w przypadku najlepszego przystosowania 0,95882 [MPa], a dla średniego przystosowania 0,95636 [MPa].

Przyjęto, że w kolejnych obliczeniach, należy dokonać optymalizacji, zdefiniowanej funkcji, z dokładnością do dwóch znaczących cyfr dziesiętnych każdej zmiennej.

Wyniki przeprowadzonych obliczeń optymalizacyjnych zapisano w tabelicy 8.1. Zauważono, że najlepsze wyniki maksymalnych naprężeń ścinających wynoszące blisko 1 [MPa], otrzymano przy wartości natężenia prądu 2 [A]; temperaturze 20 [°C]; prędkości ścinania 680 [1/s], przy wartości wysokości szczeliny $4,1 \times 10^{-4}$ [m].



Rys. 8.6. Najlepsze i średnie wartości przystosowania w odniesieniu do kolejnych pokoleń

Oceniając dane zawarte w tabelicy 8.1, wyniki jednoznacznie wskazują na szczelinę $4,0 \times 10^{-4}$ [m]. Założone maksymalne naprężenia ścinające, nie przekraczają 1 [MPa]. Wartość ta otrzymana jest przy górnym zakresie wartości natężenia prądu wynoszącego 2 [A], przy prędkości ścinania ok. 650 [1/s] oraz wartości temperatury 20 [°C].

Tablica 8.1. Zestawienie wyników z kolejnych dziesięciu wykonanych obliczeń optymalizacyjnych przy zastosowaniu algorytmów genetycznych.

	wysokość szczeliny $\times 10^{-4}$ [m]	natężenie prądu [A]	temperatura [°C]	prędkość ścinań [1/s]	max. naprężenia ścinające [MPa]
1	4,1	1,99	20,98	655,64	0,94
2	4,0	2,00	33,23	656,69	0,93
3	4,0	1,99	23,95	650,00	0,94
4	4,1	1,99	20,00	672,38	0,95
5	4,1	2,00	20,00	681,45	0,95
6	4,1	1,98	20,40	593,51	0,91
7	4,0	1,99	20,08	627,24	0,95
8	4,0	1,99	20,01	658,33	0,95
9	4,2	1,99	20,30	609,71	0,88
10	4,0	2,00	36,36	688,79	0,94

8.3. Podsumowanie

Po przeprowadzeniu procesu optymalizacji obejmującego następujące etapy [JURECZKO, 2009], takie jak:

- sformułowanie modelu matematycznego postawionego problemu,
- rozstrzygnięcie możliwości istnienia rozwiązania,
- zbadanie własności zadania i dobranie odpowiedniej metody optymalizacji,
- interpretację wyników,

zaproponowano wartość wysokości szczeliny wynoszącą 4×10^{-4} [m]. Wartość ta wynika z przeprowadzonych obliczeń optymalizacyjnych, metodą graficzną i algorytmami genetycznymi.

Wykonana analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy MR w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika, wskazywała na wartość 5×10^{-4} [m]. Należy pamiętać, że badania wykonane były tylko dla trzech wartości wysokości szczeliny i ta wartość z badań została wskazana jako najlepsza.

Chcąc pogłębić i sprawdzić otrzymane wyniki drogą doświadczalną, należy w przyszłości wykonać dodatkowe badania, które potwierdzą otrzymaną wartość z eksperymentu numerycznego.

Wyniki pochodzące z optymalizacji graficznej, gdzie przedstawiono rezultaty dla wartości wysokości szczelin 2×10^{-4} [m] oraz 3×10^{-4} [m], ewidentnie wskazują na rosnące maksymalne naprężenia ścinające wraz z rosnącą wartością natężenia prądu. Należy pamiętać, że w badanym prototypie nie ma zamontowanej sprężyny gazowej i zbyt duże naprężenia ścinające mogłyby spowodować szybsze zużycie urządzenia bądź jego

zniszczenie. Zbyt małe wartości wysokości szczeliny, negatywnie wpłynęłyby na możliwości konstrukcyjne urządzenia.

Autor po przeprowadzonych obliczeniach, jako optymalną wysokość szczeliny, wskazał na wartość wynoszącą $h=4 \times 10^{-4}$ [m].

9. Podsumowanie pracy

Zasadniczym celem prezentowanej pracy jest opis matematyczny oraz analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika oraz wyznaczenie optymalnej, ze względu na wskazane wartości parametrów, wysokości szczeliny do transportu cieczy MR. Studium literatury pozwoliło na zaplanowanie badań oraz na wybór równań konstytutywnych, do opisu zachowania urządzenia z cieczą magnetoreologiczną.

Na podstawie wykonanych badań, wyznaczono m.in. umowną granicę plastyczności oraz maksymalne naprężenia ścinające analizowanej cieczy MR, z uwzględnieniem zmiennej prędkości ścinania, natężenia prądu elektrycznego płynącego w solenoidzie, temperatury cieczy oraz wysokości szczeliny. Następnie dokonano identyfikacji parametrów modeli lepkoplastycznych: modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny.

Przeglądając i bilansując pracę, nasuwają się następujące wnioski:

Przeprowadzone eksperymenty dotyczyły cieczy MRF 132 DG, zastosowanej w amortyzatorze LORD RD 1005-3 oraz w prototypie tłumika T-MR SiMR 132 DG, którego konstrukcja została uproszczona poprzez eliminację sprężyny gazowej. Brak tego elementu, w budowie urządzenia oraz bardzo niewielkie siły tarcia, wynikające z pracy urządzenia bez cieczy, stanowią ok. 1-2% całkowitej siły oporu stawianej przez tłoczysko badanego urządzenia. Pozwoliło to na analizę i prezentację wyników badań cieczy przepływającej przez szczelinę głowicy pracującego urządzenia.

Podczas prób doświadczalnych zaobserwowano, że przy temperaturze 50 [°C], pojawiły się na zewnątrz obudowy, śladowe ilości cieczy MR. Nie wpłynęło to na jakość wyników, chociaż taki objaw oznacza, iż w przyszłości należy poprawić uszczelnienie.

Magnetyzm szczątkowy to jeden z problemów, pojawiających się podczas pracy urządzenia z cieczą magnetoreologiczną. Jego obecność zakłóca pracę mechanizmu MR. W przypadku badanego prototypu z cieczą magnetoreologiczną, obudowa urządzenia została

wykona z mosiądzu. Pozwoliło, to na zminimalizowanie do zera występowanie magnetyzmu szczątkowego.

Sposób identyfikacji wskaźników modelu Bodnera-Partoma oraz modelu Perzyny, przeprowadzony został na podstawie analizy lepkoplastycznej badanej cieczy MR. Wyznaczono wartości prędkości ścinania cieczy i odpowiadającej jej wartości umownej granicy plastyczności.

Uzyskane rozwiązania identyfikacji modeli tłumika z cieczą MR cechowały się dużą dokładnością, co potwierdziło zestawienie wyników symulacji numerycznych i danych eksperymentalnych. Identyfikacja oparta o schemat przedstawiony m.in. w pracy [KŁOSOWSKI & WOŹNICA, 2007], odwołuje się do zjawisk fizycznych i nie opiera się o tzw. *black box-y*. Jest to bez wątpienia duża zaleta tego typu identyfikacji, w porównaniu z metodami heurystycznymi, np. takimi jak: symulowane wyżarzanie, algorytmy genetyczne czy techniki ławicowe.

Wybrane do symulacji numerycznej, środowisko programowe MATLAB, okazało się bardzo skutecznym narzędziem do rozwiązywania równań różniczkowych, zaproponowanych w pracy modeli lepkoplastycznych. Jego uniwersalność pozwoliła na import danych pochodzących z innych programów oraz na rozwiązania numeryczne i prezentację wyników, w postaci graficznej.

Porównanie rezultatów symulacji komputerowej rozpatrywanych modeli lepkoplastycznych z wynikami badań eksperymentalnych, pokazało, że oba modele dobrze opisują zachowanie się tłumika z cieczą MR.

W procesie identyfikacji parametrów, zauważono, że parametry modelu Bodnera-Partoma są dużo bardziej stabilne, w porównaniu z parametrami modelu Perzyny.

Praca miała na celu sprawdzenie możliwości zastosowania praw lepkoplastycznych, zwykle stosowanych do opisu metali, w opisie zachowania urządzenia z cieczą magnetoreologiczną. Głębsze rozpoznanie problematyki zawartej w pracy, wymaga przeprowadzenia dalszych badań eksperymentalnych. Przy wykonywaniu badań, należy zwrócić szczególną uwagę, przy szczelinach o małych wysokościach, kiedy siły oporu będą stosunkowo duże, aby nie zniszczyć badanego urządzenia.

Zmodyfikowany model matematyczny Bodnera-Partoma uwzględniający w swojej strukturze, nie tylko prędkość ścinania, lecz natężenie prądu, temperaturę oraz wysokość szczeliny, przedstawia w swoim opisie zachowanie tłumika z cieczą magnetoreologiczną

W przyszłości warto pomyśleć o głowicy, w której możliwa będzie dynamiczna zmiana wysokości szczeliny, podczas ciągłej pracy urządzenia MR. Wówczas sterowanie siłą

oporu tłumika odbywałoby się nie tylko za pomocą natężenia prądu elektrycznego płynącego w uzwojeniu cewki, czy prędkości pracy tłoczyska urządzenia, ale również poprzez kontrolowaną zmianę wysokości szczeliny, przez którą przepływa ciecz MR.

Zaprezentowane stanowisko badawcze dobrze nadaje się do badań amortyzatorów i tłumików MR. Dzięki zastosowaniu prezentowanego prototypu tłumika MR, możliwe było przeprowadzenie badań cieczy MR w eksploatacyjnych warunkach pracy urządzenia. Jest to niewątpliwie duża zaleta, kiedy to pojawiają się niekontrolowane zjawiska towarzyszące pracującemu urządzeniu, w porównaniu z badaniami cieczy MR w reometrach.

Badana wartość modułu Kirchhoffa, na podstawie przeprowadzonej analizy cieczy, wykazała, że jego wartość jest stała i niezależna od prędkości ścinania, temperatury, natężenia prądu, czy wysokości szczeliny, w danym zakresie prędkości ścinania.

Zanotowano również, że wartość umownej granicy plastyczności, malała wraz z rosnącą wartością temperatury oraz malejącą wartością wysokości szczeliny. Gdy wzrastała wartość natężenia prądu lub gdy wzrastała wartość prędkości ścinania, wartość umownej granicy plastyczności również rosła.

Przeprowadzone badania optymalizacyjne wysokości szczeliny, dla funkcji celu, przy użyciu zmodyfikowanego przez autora, modelu Bodnera-Partoma, wykazały, że optymalna wartość jaką powinna mieć szczelina wynosi 4×10^{-4} [m]. Wysokość ta pozwala na osiągnięcie największych wartości naprężeń ścinających, przy jak najmniejszej wartości natężenia prądu. Mniejsze wartości wysokości szczeliny, mogłyby spowodować szybsze zużycie urządzenia lub zniszczenie, jak również utrudnienia w budowie konstrukcji tłumika.

Przedstawiona praca doktorska została zrealizowana w ramach umowy *co-tutelle* pomiędzy Politechniką Warszawską i Uniwersytetem w Orleanie. We Francji autor pracy zgłębiał, m.in. tematykę praw lepkoplastycznych obowiązujących dla metali, zajmował się ich adaptacją i modelowaniem, w opisie zachowania cieczy magnetoreologicznych; w Polsce prowadził m.in. badania eksperymentalne i podjął próbę zastosowania praw lepkoplastycznych do opisu właściwości tych cieczy w warunkach pracy tłumików liniowych MR.

Twórca pracy jest przekonany, że osiągnięcie wyznaczonego celu pracy oraz przedstawiony w dysertacji materiał, czy sformułowane i rozwiązane teoretyczne i eksperymentalne zagadnienia, mogą być podstawą do jednoznacznego stwierdzenia, iż teza pracy została w pełni udowodniona. Zebrane w niniejszej pracy materiały, przedstawione wyniki badań, a także analiza właściwości lepkoplastycznych cieczy magnetoreologicznej w eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika, będą przydatne dla konstruktorów w

projektowaniu urządzeń z cieczą magnetoreologiczną, a także badaczy oraz naukowców, jak również osób interesujących się cieczami magnetoreologicznymi.

Bibliografia

- [1] ABU-EIN S. Q., FAYYAD S. M., MOMANI W., AL-ALWIN A., MOMANI M. (2010): *Experimental investigation of using MR – Fluids in automobiles suspension systems*, Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology, 2(2), 159-163.
- [2] AMAR G., DUFAILY J. (1993): *Identification and Validation of Viscoplastic and Damage Constitutive Equations*. Europ. Jour. of Mech., A/Solids, 12, 2, 197-218.
- [3] ARENDALSKI J. (2003): *Niepewność pomiarów*, Skrypt, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa.
- [4] AVRAAM M. T. (2009): *MR-fluid brake design and its application to a portable muscular rehabilitation device*, PhD thesis, Active Structures Laboratory Department of Mechanical Engineering and Robotics, Universite Libre de Bruxelles.
- [5] AWREJCEWICZ J., DZYUBAK L., LAMARQUE C.-H. (2008): *Modelling of hysteresis using Masing-Bouc-Wen's framework and search of conditions for the chaotic responses*, Communications in Nonlinear Science and Numerical Simulation, 13, 939-958.
- [6] BAJKOWSKI J. (2005): *Stanowiska badawczo-dydaktyczne do wyznaczania wybranych charakterystyk tłumika lub amortyzatora magnetoreologicznego*, XXII Sympozjon PKM, Gdynia – Jurata, 47-56.
- [7] BAJKOWSKI J. (2004): *Modeling, mathematical description, simulation and experimental research of magnetorheological damper with influence of temperature*, Machine Dynamic Problems, vol. 28, no.3, 9-15.
- [8] BAJKOWSKI J., BAJKOWSKI M., ZALEWSKI R. (2007): *L'influence de la temperature sur le travail d'un amortisseur magnetoreologique*, XV French-Polish Seminar of Mechanics, France.
- [9] BAJKOWSKI J., GRZESIKIEWICZ W., HOLNICKI J., PARAFINIAK M., WOŁEJSZA Z. (2005): *Analysis of the influence of magnetorheological damper on the airplane chassis during landing*, ECCOMAS, Lizbona.
- [10] BAJKOWSKI M. (2006): *Analiza wpływu wybranych charakterystyk tłumika magnetoreologicznego na zmianę właściwości dynamicznych modelu obiektu specjalnego*, rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska, SiMR, Warszawa.
- [11] BASHTOVOI V. G., KABACHNIKOV D. N., BOSSIS G. (2002): *Damping of an elastic Beam using an MR suspension in the squeeze mode*, Journal of Intelligent Material Systems and Structures, vol. 13, Sage Publications.
- [12] BEROWSKI P. (2008): *Podstawy optymalizacji statycznej*, Wydawnictwo Książkowe Instytutu Elektrotechniki, Warszawa.
- [13] BINGHAM E. C. (1922): *Fluidity and Plasticity*, McGraw-Hill, New York.
- [14] BITARAF M., BARROSO L. (2009): *Structural performance improvement using MR dampers with adaptive control method*, American Control Conference, St Louis, MP, USA, June 10-12, 598-603.
- [15] BOADA M. J. L., CALVO J. A., BOADA B. L., DIAZ V. (2008): *Modeling of a magnetorheological damper by recursive lazy learning*, International Journal of Non-Linear Mechanics, Article in Press.
- [16] BODNER S. R. (1987): Review of a unified elastic-viscoplastic theory, in Unified constitutive equations for creep and plasticity, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 273-301.
- [17] BODNER S. R., PARTOM Y. (1972): Dynamic inelastic properties of materials, Part II. Representation of time-dependent characteristics of metals, Proc. 8th Cong. of the ICAS, Amsterdam, 72-28.
- [18] BODNER S. R., PARTOM Y. (1975): *Constitutive equations for elastic-viscoplastic strain-hardening materials*, ASME, J. Appl. Mech., 42, 385-389.
- [19] BODNER S. R., PARTOM I., PARTOM Y. (1979): *Uniaxial Cyclic Loading of Elastic-Viscoplastic Materials*, Journal of Applied Mechanics, vol. 46.
- [20] BOMBARD A. J. F., JOEKES I. (1999): *Temperature effect on the magnetorheological properties of MRF – 132 LD suspension*, Proceeding of the 7th International Conference on Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions, Honolulu, Hawaii.
- [21] BOSSIS G., LACIS S., MEUNIER A., VOLKOVA O. (2002): *Magnetorheological fluids*, Journal of Magnetism and Magnetic Materials, 252, 224-228.
- [22] BOSTAN M., PATRICK H. (2006): *Starting flow analysis for Bingham fluids*, Nonlinear Analysis, 64, 1119-1139.
- [23] BOUC R. (1971): *Modele mathematique d'hysteresis*, Acustica, 24, 16-25.
- [24] BUTZ T., VON STRYK O. (2002): *Modelling and simulation of electro- and magnetorheological fluid dampers*, ZAMM, vol. 82 no.1, 3-20.
- [25] BURTON S. A. (1996): *Design and analysis of an electrorheological damper for seismic protection of structures*, MS Thesis, University of Notre Dame.

- [26] CAN W., WEIRUI W., HAORAN S., WEIQIAN Z. (2010): *Research on the stability of vehicle suspension excited by the road surface profile*, Second International Conference Computer Modeling and Simulation, 164-168.
- [27] CARLSON J. D. (1999): *Low-cost MR fluid sponge devices*, Proceeding of the 7th International Conference on ER Fluids and MR Suspensions, World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., Honolulu Hawaii.
- [28] CARLSON J. D. (2001): *What makes a good MR fluid?*, Proceedings of the Eight International Conference, Electrorheological Fluids and Magnetorheological Suspensions.
- [29] CARLSON J. D., WEISS K. D. (1994): *A growing attraction to magnetic fluids*, Machine Design, Aug. 8, 61-66.
- [30] CARLSON J. D., JOLLY M. R. (2000): *MR fluid, foam and elastomer devices*, Mechatronics, 10:555-569.
- [31] CARLSON J. D., MATTHIS W., TOSCANO J. R. (2001): *Smart prosthetics based on magnetorheological fluids*, Proceedings of SPIE, vol. 4332, 308-316.
- [32] CARREAU P. J., DE KEE D. C. R., CHHABRA R. P. (1997): *Rheology of Polymeric Systems. Principles and Applications*, Hanser Publishers Gardens Publications Inc., Cincinnati, USA.
- [33] CHABOCHE J. L. (1977): *Viscoplastic constitutive equations for the description of cyclic and anisotropic behaviour of metals*, 17th Polish Conference on Mechanics of Solids, Szczyrk, Bul. de l'Acad. Polonaise des Sciences, Serie Sc. et Techn., 25, 33-42.
- [34] CHABOCHE J. L. (1989): *Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity*, Int. J. Plasticity, 5, 247-302.
- [35] CHAN K. S., LINDHOLM U. S., BODNER S. R., HILL T. J., WEBER R. W., MEYER T. G. (1986): *Constitutive modelling for isotropic materials (HOST)*, Third Annual Status Report, NASA Report CR-174980.
- [36] CHAN S. C., BODNER S. R., LINDHOLM U. S. (1988): *Phenomenological Modeling of Hardening and Thermal Recover in Metals*, Trans. ASME, J. Engng Mater. & Tech., 11, 1-8.
- [37] CHANG C. C., ROSHKE P. (1998): *Neural network modeling of a magnetorheological damper*, J Intell Mater Syst Struct, 9, 755-764.
- [38] CHOI S. B., LEE B. K., PARK Y. P. (2001): *A hysteresis model for the field-dependent damping force of a magnetorheological damper*, J. of Sound and vibration, 245(2), 375-383.
- [39] CLARK D. S., DUWEZ P. E. (1950): *The influence of strain rate on same tensile properties of steel*, Proc. Amer. Soc. Testing Materials, 50, 560-575.
- [40] CLARACQ J., SARRAZIN J., MONTFORT J. P. (2004): *Viscoelastic properties of magnetorheological fluids*, Rheologica Acta, vol. 46, 38-49.
- [41] DAS M., JAIN V. K., GHOSHDASTIDAR P. S. (2008): *Fluid flow analysis of magnetorheological abrasive flow finishing (MRAFF) process*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 48, 415-426.
- [42] DEMERSSEMAN R. (2009): *Caracterisation et Modelisation causale d'un Frein a Liquide Magnetorheologique en Vue de sa Commande*, PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Metiers Paristech, Lille.
- [43] DESHMUKH S. S., MCKINLEY G. H. (2004): *Rheological behavior of magnetorheological suspensions under shear, creep and large amplitude oscillatory shear (LAOS) flow*, Proceedings XIVth International Congress on Rheology, The Korean Society of Rheology.
- [44] DOMINGUEZ A., SEDEGHATI R., STIHARU I. (2004): *Modeling the hysteresis phenomenon of magnetorheological dampers*, Smart Materials and Structures, vol. 13, 1351-1361.
- [45] DOMINIGUEZ A., SEDAGHATI R., STIHARU I. (2006): *A new dynamic hysteresis model for the magnetorheological dampers*, Smart Mater Struct, 15(5), 1179-1189.
- [46] DOMINGUEZ A., SEDEGHATI R., STIHARU I. (2008): *Modeling and application of MR dampers in semi-adaptive structures*, Computers and Structures, 86, 407-415.
- [47] DUDZIAK B. (2009): *Modelowanie i analiza wybranych procesów dyssypacyjnych w pracy tłumika z cieczą magnetoreologiczną*, Rozprawa doktorska, Politechnika Warszawska.
- [48] DYKE S. J., SPENCER B. F., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1996): *Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction*, Smart Materials and Structures, 5(5), 565-575.
- [49] DYKE S. J., SPENCER B. F., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1998): *An experimental study of MR dampers for seismic protection*, Smart Materials and Structures, 7, 693-703.
- [50] EDGEWORTH R., DALTON B. J., PARNELL T. (1984): *The pitch drop experiment*, European Journal of Physics, 198-200.
- [51] EHRGOTT R., MASRI S.F. (1992): *Modeling the oscillatory dynamic behaviour of electrorheological materials: moderate frequencies*, J. Rheol, 35(3), 399-425.

- [52] ERLICHER S., BURSI O. S., ASCE A. M. (2008): *Bouc-Wen- type models with stiffness degradation: thermodynamic analysis and applications*, Journal of Engineering Mechanics, 134, 843-855.
- [53] ERICKSEN E., GORDANINEJAD F. (2003): *A magnetorheological fluid shock absorber for an Off-road motorcycle*, International J. Vehicle Design, 33, 138-152.
- [54] FREED A. D., VIRRILLI M. J. (1988): *A viscoplastic theory applied to copper*, Proc. MECAMAT, Besancon, I/27-I/39.
- [55] FREED A. D., WALKER K. P. (1989): *Refinements in viscoplastic model in Visco-Plastic Behaviour of New Materials*, The Winter Annual Meeting of the ASME, ed. D. Hui, T. J. Kozik, San Francisco, California, December, 10-15.
- [56] FLORES G. A., LIU J. (2002): *In-Vitro blockage of a simulated vascular system using magnetorheological fluids as a cancer therapy*, European Cells and Materials, 3, 9-11.
- [57] FUJITANI H., SODA S., IWATA N., SODEYAMA H., HATA K., SUNAKODA K., KOMATSU Y. (2001): *Dynamic performance evaluation of magnetorheological damper by experimental and analytical methods*, U.S.- Japan Joint Workshop and Third Grantees Meeting, U.S.-Japan Cooperative Research on Urban Earthquake Disaster Mitigation, Washington, 172-183.
- [58] GAMATO D. R., FILISCO F. E. (1991): *Dynamic mechanical studies of electrorheological materials: moderate frequencies*, J. Rheol, 35, 399-425.
- [59] GAO G. S., YANG S. P. (2006): *Semi-active control performance of railway vehicle suspension featuring magnetorheological dampers*, ICIEA.
- [60] GAVIN H. P., HANSON R. D., FILISCO F. E. (1996): *Electrorheological dampers. Part 2: Testing and modeling*, J. Appl Mech ASME, 63, 676-682.
- [61] GENC S. (2002): *Synthesis and properties of magnetorheological (MR) fluids*, PhD dissertation, University of Pittsburgh.
- [62] GINDER J. M., DAVIS L. C. (1994): *Shear stresses in magnetorheological fluids: Role of Magnetic Saturation*, Applied Physics Letter, 65(26), 3410-3412.
- [63] GIUCLEA M., SIRETEANU T., MITU A. M. (2009): *Use of genetic algorithms for fitting the Bouc-Wen model to experimental hysteretic curves*, Rev. Roum. Sci. Techn. – Mec. Appl., Tome 54, no.1, 3-10.
- [64] GRIFFIN M. J., WU X. (1998): *The influence of end-stop buffer characteristics on the severity of suspension seat-stop impacts*, Journal of sound and vibration, 215(4), 989-996.
- [65] GRZESIKIEWCZ W., KNAP L., LASSOTA W., MARZEC Z. (1999): *Identyfikacja modelu magnetoreologicznego tłumika drgań*, IV Szkoła „Metody Aktywne Redukcji Drgań i Hałasu”, Kraków-Krynica, 83-87.
- [66] GRZESIKIEWICZ W., BAJKOWSKI J., WAKULICZ A. (2001a): *Description d'un non-lisse variationnel probleme en rheology*, Mat. VII Franco-Polonais Seminaire Scientifique en Mecanique, Lille.
- [67] GRZESIKIEWICZ W., BAJKOWSKI J., HAĆ J. (2001b): *Coefficients de frottement sec dans le mouvement de translation et de rotation*, Mat. VII Franco-Polonais Seminaire Scientifique en Mecanique, Lille.
- [68] GUERRERO-SANCHEZ C., ORTIZ-ALVARADO A., SCHUBERT U. S. (2009): *Temperature effect on the magneto-rheological behavior of magnetite particles dispersed in an ionic liquid*, Journal of Physics : Conference Series, 149, 1-4.
- [69] GUPTA N., MACHIDA A., MUTSUYOSHI H., TANZO W. (1996): *A fractional derivative hysteretic model for viscoelastic damper*, Journal of Structural Engineering, vol. 42A, 697-706.
- [70] GOMIS O., BELLMUNT (2007): *Design, modeling, identification and control of mechatronic systems*, Doctoral Thesis, Universitat Politecnica de Catalunya, Barcelona.
- [71] GONCALVES F. D. (2005): *Characterizing the behavior of magnetorheological fluids at high velocities and high shear rates*, PhD thesis, Virginia Polytechnic, Blacksburg.
- [72] GORDANINEJAD F., SAHDI M., HANSEN B. C., CHANG F. K. (2002): *Magnetorheological fluid dampers for control of bridges*, J. of Int. Material Systems and Structures, vol. 13, Sage Publications.
- [73] HAAKE G. S. (1998): *Reologia. Podstawy i zastosowania*. Ośr. Wydawnictw Naukowych PAN, Poznań.
- [74] HAN Y-M, CHOI S-B, WERELEY N. M. (2007): *Behavior of magnetorheological fluid and identification Rusing Preisach model*, J. Int. Mater. Syst. Struci., 18, 973-981.
- [75] HIEMENZ G., WERELEY N. (1999): *Seismic response of civil structures utilizing semi-active MR and ER bracing systems*, Journal of intelligent material systems and structures, 646-651.
- [76] HONG S. R., WERELEY N. M., CHOI Y. T., CHOI S. B. (2007): *Analytical and experimental validation of a nondimensional Bingham model for mixed-mode magnetorheological dampers*, Journal of Sound and Vibration.

- [77] HU W., WERELEY N. M. (2008): *Hybrid magnetorheological fluid-elastomeric lag dampers for helicopter stability augmentation*, Smart Mater. Struct., 17, 1-15.
- [78] HUANG S., KHAN A. S. (1992): *Modeling the Mechanical Behavior of 1100-0 Aluminum at Different Strain Rates by the Bodner-Partom Model*. Int. J. of Plasticity, Vol. 8, 501-512.
- [79] JABBARI F., BOBROW J. E. (2002): *Vibration suppression with reset able device*, Journal of Engineering, September, 918-924.
- [80] JANICZEK R. (2008): *Metody oceny niepewności pomiarów*, Wydawnictwo Pracowni Komputerowej Jacka Skalmierskiego, Gliwice.
- [81] JEON D., PARK C., PARK K. (1999): *Vibration suppression by controlling an MR damper*, International Journal of Modern Physics B., vol. 13, 2221-2228.
- [82] JIMENEZ R., ALVAREZ-ICAZA L. (2004): *LuGre friction model for a magnetorheological damper*, Struct. Cont. Health Monit., 20, 91-116.
- [83] JOLLY M. R., CARLSON J. D., MUNOZ B. C. (1996): *A model of the behavior of magnetorheological materials*, Smart Mater. Struct., 5, 607-614.
- [84] JOLLY M. R., BENDER J. W., CARLSON J. D. (1999): *Properties and applications of commercial magnetorheological fluids*, Journal of Intelligent Material systems and Structures, vol. 10, no. 1, 5-13.
- [85] JORGE A. CORTES R., LEOPOLDO S. VILLARREAL-GONZALES, MARTINEZ M. (2005): *Characterization, modeling and simulation of magnetorheological damper behavior under triangular excitation*, Advances in Technology of Materials and Materials Processing, 7(2), 135-140.
- [86] JURECZKO M. (2009): *Metody optymalizacji-przykłady zadań z rozwiązaniami i komentarzami*, Wydawnictwo Pracowni Komputerowej Jacka Skalmierskiego, Gliwice.
- [87] KALETA J. Z., GASPEROWICZ A. Z., ZAJĄC P. (2006): *Badanie właściwości cyklicznych izotopowych kompozytów magnetoreologicznych*, Materiały XXI Sympozjum Zmęczenie i Mechanika Pękania, Bydgoszcz, Wydaw. Uczelniane ATR, 131-138.
- [88] KALETA J. Z., LEWANDOWSKI D. (2007): *Inelastic properties of magnetorheological composites: I. Fabrication, experimental tests, cyclic shear properties*, Smart Materials Structures, vol. 16, 1948-1953.
- [89] KALETA J. Z., LEWANDOWSKI D., ZIĘTEK G. (2007): *Inelastic properties of magnetorheological composites: II Model identification of parameters*, Smart Materials and Structures, vol. 16, 1954-1960.
- [90] KAMATH G. M., WERELEY N. M. (1997): *A nonlinear viscoelastic-plastic model for electrorheological fluids*, Smart Mater Struct, 6, 351-359.
- [91] KEMBŁOWSKI W. (1973): *Inżynieria chemiczna. Reometria płynów nienewtonowskich* WNT, Warszawa.
- [92] KHUSID B., ACROS A., KHODORKOVSKY, BELTRAN M. (1997): *Electrorheological squeeze-flow shock absorber*, Proceedings of the 6th international conference on electrorheological fluids magnetorheological suspensions and their applications, Yonezawa, Japan, 705-712.
- [93] KIKUCHI T., IKEDA K., OTSUKI K., KAKEHASHI, FURUSHO J. (2009): *Compact MR fluid clutch device for human-friendly actuator*, Journal of Physics, 149, 1-4.
- [94] KIKUCHI T., OTSUKI K., FURUSHO J., ABE H. (2010): *Design and development of compact magnetorheological fluid clutch (CMRFC) with Multi-layered disks and micro-sized gaps*, Journal of the Society of Rheology, 38, 17-22.
- [95] KLINGENBERG D. J. (2001): *Magnetorheology: Applications and Challenges*, AIChE Journal, vol. 47, no.2, February, 246-249.
- [96] KŁOSOWSKI P., WOŹNICA K. (2007): *Nieliniowe lepkoplastyczne prawa konstytutywne w wybranych zastosowaniach analizy konstrukcji*, Gdańsk.
- [97] KRIEG R. D., SWEARENGEN J. C., JONES W. B. (1987): *A Physically based internal variable model for rate dependent plasticity*, in *Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity*, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 245-271.
- [98] KREMPL E., MCMAHON J. J., YAO D. (1984): *Viscoplasticity based on overstress with a differential growth law for the equilibrium stress*, Mech. Mater., 5, 35-48.
- [99] KROMULSKI J., KAŹMIERCZAK H. (2006): *Tłumienie drgań z wykorzystaniem układów z cieczą magnetoreologiczną*, Journal of Research and Applications in Agricultural Engineering, 51(3), 47-49.
- [100] KOŁEK K., ROSÓŁ M. (2007): *Zastosowanie tłumika magnetoreologicznego w tłumieniu drgań*, Pomiary Automatyka Robotyka, 5, 5-8.
- [101] KWOK N. M., HA Q. P., NGUYEN M. T., LI J., SAMALI B. (2006): *A novel hysteretic model for magnetorheological fluid dampers and parameter identification using particle swarm optimization*, Sensors and Actuators, A 132, 441-451.
- [102] KWOK N. M., HA Q. P., NGUYEN M. T., LI J., SAMALI B. (2007): *Bouc-Wen model parameter identification for a MR fluid damper using computationally efficient GA*, ISA Transactions, 46, 167-179.

- [103] LEE U., KIM D., JEON D. (1999): *Design analysis and experimental evaluation of an ER and MR clutch*, Journal of intelligent materials and structures.
- [104] LEE H. G., SUNG K. G., CHOI S. B. (2009): *Ride comfort characteristics with different tire pressure of passenger vehicle featuring MR damper*, Journal of Physics, 149, 1-4.
- [105] LEWANDOWSKI D. (2005): *Właściwości tłumiące kompozytów magnetoreologicznych. Badania, modele, identyfikacja*, Rozprawa doktorska, Wrocław.
- [106] LEWANDOWSKI R., CHORAŻYCZEWSKI B. (2008): *Identyfikacja parametrów lepkościowego tłumika drgań*, DYNKON 2008, XIII Sympozjum Dynamiki Konstrukcji, Zeszyty Naukowe Politechniki Rzeszowskiej 258, Mechanika 74, Rzeszów-Bystre, 25-27 września, 203-214.
- [107] LI W. H., YAO G. Z., CHEN G., YEO S. H., YAP F. F. (2000): *Testing and steady state modeling of a linear MR damper under sinusoidal loading*, Smart Materials and Structures, vol. 9, no. 1, 95-102.
- [108] LI W. H., CHEN G., YEO S. H., DU H. (2002a) : *Experimental investigation of creep and recovery behaviors of MRF*, Materials Science and Engineering, A333, 368-376.
- [109] LI W. H., DU H., GUO N. Q. (2002b): *Design and testing of an MR steering damper for motorcycles*, Int. J Adv Manuf Technol, 22, 288-294.
- [110] LIN P., ROSCHKE P., LOH C.H. (2005): *System identification and real application of a smart magneto-rheological damper*, International Symposium on Intelligent Control, Limassol, Cyprus, June 27-29, 989-994.
- [111] LIU D. Y., XU S. L., ZHANG S. C. (2003): *Numerical analysis on intermittent flow in a longitudinal section of Bingham fluid along a slope*, Chinese Sci Bull, 48(17), 1870-6.
- [112] LIU P., LIU H., TENG J., CAO T. (2006): *Parameters identification for smart dampers based on simulated annealing and genetic algorithm*, International Conference on Mechatronics and Automation, June 25-28, Luoyang, China, 2199-2204.
- [113] LIU H., TENG J. (2006): *Vibration control of seismic response for high-tech bulding facilities*, 4th International Conference on Earthquake Engineering, Taipei, Taiwan, October 12-13, paper no. 192.
- [114] LORD CORPORATION (2003): *Materials Division. MR Damper RD-1005-3*, Product Bulletin.
- [115] MAKOWSKI M., KNAP L., POKORSKI J. (2006): *Badania i modelowanie drgań układu wyposażonego w sterowany tłumik magnetoreologiczny*, Modelowanie inżynierskie, Gliwice, vol. 32, 361-368.
- [116] MATHEWS J. H., FINK K. D. (1999): *Numerical methods using MATLAB*, Third Edition, Prentice Hall, 433-443.
- [117] MARQUARDT D. W. (1963): *An algorithm for least square estimation of parameters*, Indust. Math. 11, 431-441.
- [118] MAZLAN S. A., EKREEM N. B., OLABI A. G. (2007): *The performance of magnetorheological fluid in squeeze mode*, Smart materials and structures, vol. 16, 1678-1682.
- [119] MIKUŁOWSKI G., HOLNICKI-SZULC J. (2003): *Adaptive aircraft shock absorbers*, AMAS Workshop on Smart Materials and Structures SMART'03, Jadwisin, 2-5 September, 63-72.
- [120] MILECKI A. (2001): *Investigation and control of magnetorheological fluid dampers*, International journal of machine tools & manufacture, 41, 379-391.
- [121] MILECKI A. (2004): *Modeling of magneto-rheological schock absorbers*, Archiwum technologii maszyn i automatyzacji, vol. 24 nr 1, Poznań.
- [122] MILECKI A., ŁAWNICZAK A. (1999): *Ciecze elektro- i magnetoreologiczne oraz ich zastosowania w technice*, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej.
- [123] MILECKI A., SĘDZIAK D., HAUKE M. (2003): *Zastosowanie cieczy magnetoreologicznych w pochłaniaczach energii*, IV Wrocławskie Sympozjum Automatyzacja Produkcji, Nauka-Wiedza-Innowacje, 41 (T.2), Oficyna Politechniki Wrocławskiej, 268-274.
- [124] MILLER A. (1987): *The MATMOD Equations*, in *Unified Constitutive Equations for Creep and Plasticity*, ed. K. Miller, Elsevier Appl. Sci., 139-221.
- [125] MITSOULIS E., ABDALI S. S., MARKATOS N. C. (1993): *Flow simulation of Herschel-Bulkley fluids through extrusion dies*, Can. J. Chem. Eng., 71, 147-160.
- [126] MUC A., BARSKI M. (2007): *Ciecze magnetoreologiczne i ich zastosowania praktyczne, czasopismo techniczne*, Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej.
- [127] MUHAMMAD A., YAO X., DENG Z. (2006): *Review of magnetorheological (MR) fluids and its applications in vibration control*, Journal of Marine Science and Application, vol. 5, no. 3, September, 17-29.
- [128] NEJBAUM D., SNELA A., KOMOSA M. (2003): *Metody komputerowe*, Poznań, 1-9.
- [129] NOWAK A. (2007): *Optymalizacja. Teoria i zadania*, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice.
- [130] NYAWAKO D., REYNOLDS P. (2007): *Technologies for mitigation of human – induced vibrations in civil engineering structures*, The shock and vibration digest, vol. 39 no. 6.

- [131] OLABI A. G., GRUNWALD A. (2007): Design and application of magneto-rheological fluid, *Materials and Design*, 28, 2658-2664.
- [132] OTTO S. R., DENIER J. P. (2005): *An introduction to programming and numerical methods in MATLAB*, Springer-Verlag, London, 247-258.
- [133] PABJANEK A. (1971): *Analysis of viscoplastic cylindrical shells*, IPPT Raporty Polskiej Akademii Nauk, 43.
- [134] PARK CH., JEON D. (2002): *Semiactive vibration control of a smart seat with an MR fluid damper considering its time delay*, *Journal of intelligent material systems and structures*, vol. 13, Sage publications.
- [135] PARK E. J., FALCAO L., SULEMAN A. (2008): *Multidisciplinary design optimization of an automotive magnetorheological brake design*, *Computers and Structures*, 86, 207-216.
- [136] PERZYNA P. (1963): *The study of the dynamic behavior of rate sensitive plastic materials*, *Arch. Mech. Stosowanej*, 1, 15, 113-129.
- [137] PERZYNA P. (1963a): *The constitutive equations for rate sensitive plastic materials*. *Quart. Appl. Mech.* 20: 321-332.
- [138] PERZYNA P. (1966a): *Fundamental problems in viscoplasticity*, *Advances in Mechanics*, 9, 243-377.
- [139] PERZYNA P. (1966b): *Teoria lepkoplastyczności*, PWN, Warszawa.
- [140] PERZYNA P. (1978): *Termodynamika materiałów niesprężystych*, PWN, Warszawa.
- [141] PIRODDI L., SPINELLI W. (2003): *An identification algorithm for polynomial NARX models based on simulation error minimization*, *International Journal of Control*, 76(17), 1767-1782.
- [142] POWELL J. A. (1994): *Modelling the oscillatory response of an electrorheological fluid*, *Smart Materials Struct.*, 3, 416-438.
- [143] POYNOR J. C. (2001): *Innovative Designs for Magneto-Rheological Dampers*, master thesis, Virginia Polytechnic, Blacksburg.
- [144] RAMALLO J. C., YOSHIOKA H., SPENCER B. F. (2004): *A two-step identification technique for semiactive control systems*, *Struct. Control Health Monit.*, 11, 273-289.
- [145] RABINOW J. (1948): *The magnetic fluid clutch*, *AIEE Transactions*, 67, 1308-1315.
- [146] RABINOW J. (1951): *Magnetic fluid torque and force transmitting device*, U.S. Patent 2, 575.
- [147] RODRIQUEZ A., IWATA N., IKHOUANE F., RODELLAR J. (2009): *Model identification of a large-scale magnetorheological fluid damper*, *Smart Mater. Struct.*, 18, 1-12.
- [148] SAIN P. M., SAIN M. K., SPENCER B. F., SAIN J. D. (1998): *The Bouc-Wen hysteresis model: an initial study of qualitative characteristics*, *Proceedings of the American Control Conference*, Philadelphia, 2559-2561.
- [149] SAPIŃSKI B. (2006): *Magnetorheological dampers in vibration control*, AGH University of Science and Technology Press, Kraków.
- [150] SAPIŃSKI B., SNAMINA J., MAŚLANKA M., ROSÓŁ M. (2006): *Facility for testing of magnetorheological damping systems for cable vibrations*, *Mechanics* vol. 25/3, AGH, Kraków.
- [151] SAPIŃSKI B., SNAMINA J. (2007): *Cable – MR damper system motion in transients*, *Mechanics* 26, 22-29.
- [152] SASSI S., CHERIF K., MEZGHANI L., THOMAS M., KOTRANE A. (2005): *An innovative magnetorheological damper for automotive suspension: from design to experimental characterization*, *Smart Mater. Struct.*, 14, 811-822.
- [153] SCHWERTEL J., SCHINKE B. (1996): *Automated Evaluation of Material Parameters of Viscoplastic Constitutive Equations*, *Trans ASME J. E. Mater. & Tech.*, 118, 273-280.
- [154] SHAMES I. H., COZZARELLI F. A. (1992): *Elastic and inelastic stress analysis*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 120-122.
- [155] SHEN Y., YANG S., PAN C. (2005): *Experimental research of magnetorheological fluid clutch*, China.
- [156] SIKA Z., BAUMA V., VALASEK M., BILKOVSKY, KUKULA A., STEINBAUER P. (2008): *Identification of phenomenological shock absorber model using neuron-fuzzy method*, *Bulletin of Applied Mechanics*, 4(15), 88-91.
- [157] SKRZYPEK J. (1986): *Plastyczność i pełzanie*, PWN, Warszawa.
- [158] SPELTA C., PREVIDI F., SACARESI S. M., FRATERNALE G., GAUDIANO N. (2009): *Control of magnetoreological pampers for vibration reduction in a washing machine*, *Mechatronics*, 19, 410-421.
- [159] SPENCER B. F. (1996): *Recent trends in vibration control in the USA*, In *Proceedings of the 3rd International Conference on Motion and Vibration Control*, Chiba, Japan, vol. II, pp. K1-K6.
- [160] SPENCER B. F., DYKE S. J., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1996): *Modeling and control of magnetorheological dampers for seismic response reduction*, *Smart Mater Struct.*, 5, 565-575.
- [161] SPENCER B. F., DYKE S. J., SAIN M. K., CARLSON J. D. (1997a): *Phenomenological model for magnetorheological damper*, *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE 123, 230-238.

- [162] SPENCER B. F., CARLSON J. D., SAIN M. K., YANG G. (1997b): *On the current status of magnetorheological dampers: seismic protection of full-scale structures*, Proceedings of the American Control Conference, Albuquerque, New Mexico, 458-462.
- [163] SPENCER B. F., YANG G., CARLSON J. D., SAIN M. K. (1998): *Smart dampers for seismic protection of structures: a full scale study*, Proc. 2nd World Conf. on Structural Control, Kyoto, Japan, 417-426.
- [164] SPROSTON J. L., RIGBY S. G., WILLIAMS E. W., STANWAY R. A. (1994): *A numerical simulation of electrorheological fluids in oscillatory compressive squeeze-flow*, Journal of Physics: Applied Physics 27, 338-343.
- [165] SOEIRO F. J. C., STUTZ L. T., TENENBAUM R. A., NETO A. J. S. (2008): *Stochastic and hybrid methods for the identification in the Bouc-Wen model for magnetorheological dampers*, Journal of Physics: Conference Series, 135, 1-9.
- [166] SONG J., KIUREGHAIN A. (2006): *Generalized Bouc-Wen model for highly asymmetric hysteresis*, J. of Engin. Mecha., 132, 610-618.
- [167] ŚWITOŃSKI E., MEŻYK A., KLEIN W. (2007): *Application of smart materials in vibration control systems*, Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, 24, 291-296.
- [168] SZCZEPAŃSKA K. (1999): *Techniki menedżerskie w TQM*, Wydawnictwa Normalizacyjne ALFA-WERO, Warszawa.
- [169] SZELAĞ W., NOWAK L., MYSZKOWSKI A. (2000): *Hamulec elektromagnetyczny z cieczą magnetoreologiczną*, Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej, 48, 206-213.
- [170] WANG X., GORDANINEJAD F. (1999): *Flow analysis of field-controllable, electro- and magnetorheological fluids using Herschel-Bulkley model*, Journal of Intelligent Materials, Systems and Structures, vol. 10, no. 8, 601-608.
- [171] WANG X., GORDANINEJAD F. (2001): *Dynamic modelling of semi-active ER/MR fluid dampers*, Damping and Isolation Proceedings of SPIE Conference on Smart Materials and Structures, 4331, 82-91.
- [172] WANG X., GORDANINEJAD F. (2009): *A new magnetorheological fluid-elastomer mount: phenomenological modelling and experimental study*, Smart Mater. Struct., 18, 1-9.
- [173] WANG D. H., LIAO W. H. (2005): *Modeling and control of magnetorheological fluid dampers using neural networks*, Smart Mater Struct., 14, 111-126.
- [174] WANG J. Y., NI Y. Q., KO J. M., SPENCER B. F. (2005): *Magneto-rheological tuned liquid column dampers (MR-TLCDs) for vibration mitigation of tall buildings: modelling and analysis of open-loop control*, Computers and Structures, 83, 2023-2034.
- [175] WEBER F., DISTL H., NUTZEL O. (2005): *Versuchsweiser einbau eines adaptiven seildampfers in eine schragseilbrücke*, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH, 7, 582-589.
- [176] WEN Y. K., ASCE M. (1976): *Method for random vibration of hysteretic systems*, J Eng Mech Div, 102, 1-3.
- [177] WERELEY M. N., PANG L. (1998): *Nondimensional analysis of semi-active electrorheological and magnetorheological dampers using approximate parallel plate models*, Smart Mater. Struct., 7, 732-743.
- [178] WITTERS M., SWEVERS J. (2010): *Black-box model identification for a continuously variable, electro-hydraulic semi-active damper*, Mechanical Systems and Signal Processing, 24, 4-18.
- [179] WU W. (2006): *Theoretical and experimental study on cable vibration reduction with tmd-mr damper*, rozprawa doktorska, Louisiana State University.
- [180] WOŹNICA K., KŁOSOWSKI P. (2000): *Evaluation of viscoplastic parameters and its application for dynamic behaviour of plates*, Archive of Applied Mechanics, 70, 561-570.
- [181] UNSAL M., CRANE C. D., NIEZRECKI CH. (2006): *Vibration control of parallel platforms based on magnetorheological damping*, Florida Conference on Recent Advances in Robotics, May 25-26, Miami, Florida.
- [182] XIA P. Q. (2003): *An inverse model of MR damper using optimal neural network and system identification*, Journal of Sound and Vibration, 266, 1009-1023.
- [183] XU Y. L., ZHOU H. J. (2007): *Damping cable vibration for a cable stayed bridge using adjustable fluid dampers*, Journal of Sound and Vibration, 306, 349-360.
- [184] YANG G. (2001): *Large-scale magnetorheological fluid dampers for vibration mitigation: modeling, testing and control*, dissertation, Graduate School of the University of Notre Dame, Indiana.
- [185] YANG S., SHEN Y. (2009): *Recent advances in dynamics and control of hysteretic nonlinear systems*, Chaos, Solutions and Fractals, 40, 1808-1822.

- [186] YANG G., SPENCER B. F., CARLSON J. D., SAIN M. K. (2002): *Large-scale MR fluid dampers: modeling and dynamic performance considerations*, 24, 309-323.
- [187] YANG W. Y., CAO W., CHUNG T. S., MORRIS J. (2005): *Applied numerical methods using MATLAB*, New Jersey, 263-266.
- [188] YASREBI N., GHAZAVI A., MASHHADI M. M., YOUSEFI-KOMA A. (2006): *Magnetorheological fluid dampers modeling: Numerical and experimental*, 14th Annual International Mechanical Engineering Conference, May 2006, Isfahan, Iran.
- [189] YAO D., KREMPL E. (1985): *Viscoplasticity theory based on overstress: the prediction of monotonic and cyclic proportional and nonproportional, loading paths of an aluminium alloy*, Int. J. Plast., 1, 259-274.
- [190] YAO X., TIAN Z., SHEN Z., GUO S. (2008): *Research on low-frequency mechanical characteristics of the MR dampers in ship isolators*, J. Marine. Sci. Appl., 7, 243-247.
- [191] YE M., WANG X. (2007): *Parameter estimation of the Bouc-Wen hysteresis model using particle swarm optimization*, Smart Mater. Struct., 16, 2341-2349.
- [192] YE M., WANG X. (2009): *Parameter identification of hysteresis model with improved particle swarm optimization*, Chinese Control and Decision Conference (CCDC 2009), 415-419.
- [193] YU G. R., HAUNG L. W. (2008): *Optimal control of a nano-positioning stage using linear matrix inequality and hierarchical genetic algorithms*, Electrical Engineering Department, National Ilan University, Ilan City, Taiwan, 2834-2839.
- [194] YOON S. S., KANG S., KIM S. J., KIM Y. H., KIM M., LEE C. (2003): *Safe arm with MR-based passive compliant joints and visco-elastic covering for service robot applications*, Intl. Conference on Intelligent Robots and Systems, October, Nevada, 2191-2196.
- [195] ZALEWSKI R., BAJKOWSKI J. (2008): *Analogie i różnice właściwości cieczy magnetoreologicznych oraz granulatów umieszczonych w przestrzeni z podciśnieniem*, Modelowanie inżynierskie 36, Gliwice, 313-320.
- [196] ZHAO Q., YANG Y. (2008): *Improved single neuron PID control for heavy-duty vehicle magnetorheological seat suspension*, Vehicle Power and Propulsion Conference, Harbin, China, 3-5 September, 1-3.
- [197] ZHOU Q., QU W. L. (2002): *Two mechanical models for magnetorheological damper and corresponding test verification*, Earthquake Engineering Mechanics, ASCE 123, 230-238.
- [198] ZHOU Q., NIELSEN S. R. K., QU W. L. (2008): *Semi-Active control of shallow cables with magnetorheological dampers under harmonic axial support motion*, Journal of Sound and Vibration, 311, 683-706.

POLITECHNIKA WARSZAWSKA

Wydział Samochodów i Maszyn Roboczych

**ROZPRAWA DOKTORSKA
ZAŁĄCZNIKI DO PRACY**

mgr inż. Paweł Skalski

**Analiza lepkoplastycznych właściwości cieczy magnetoreologicznej w
eksploatacyjnych warunkach pracy tłumika**

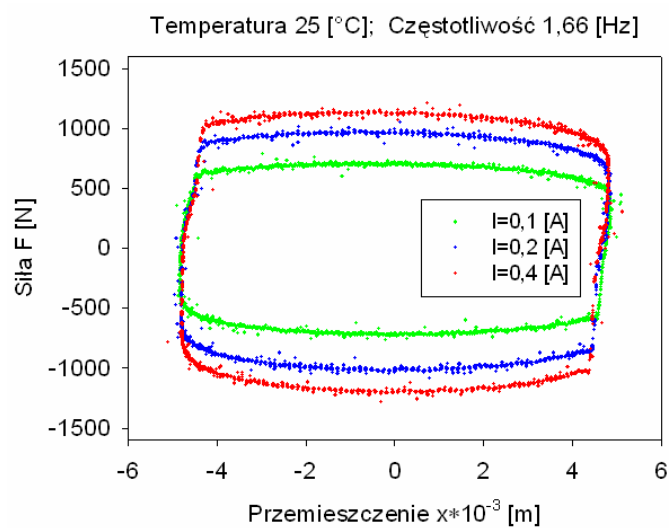
Promotorzy
Prof. dr hab. inż. Jerzy Bajkowski
Prof. dr hab. inż. Krzysztof Woźnica

Warszawa, 2010

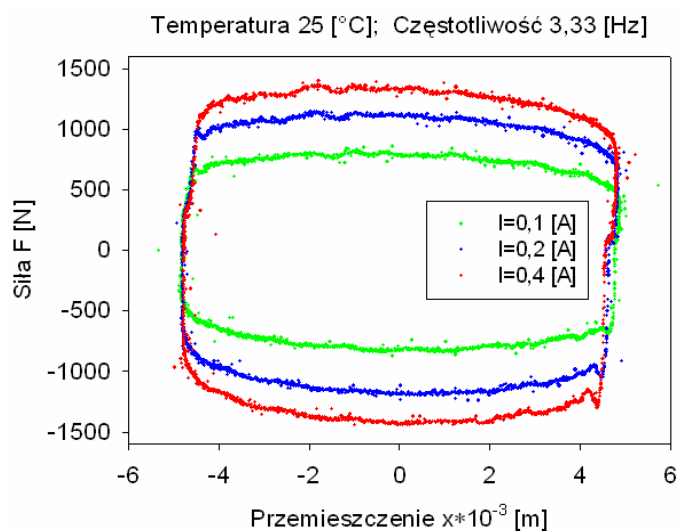
Załącznik nr 1

Wyniki badań eksperymentalnych
tłumika T-MR SiMR 132 DG

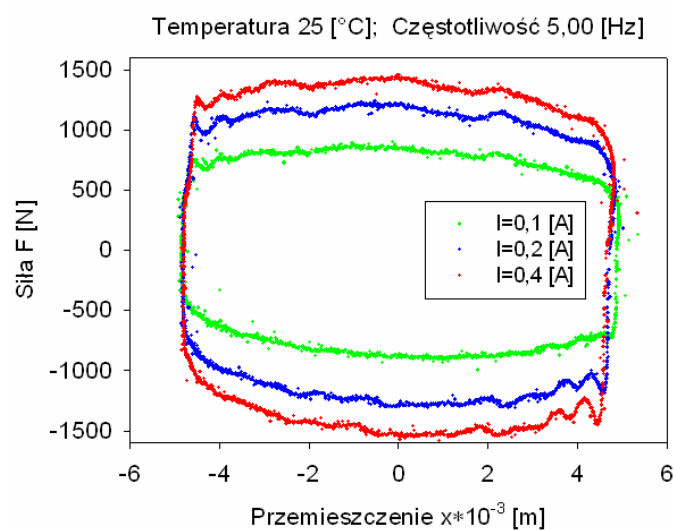
a)



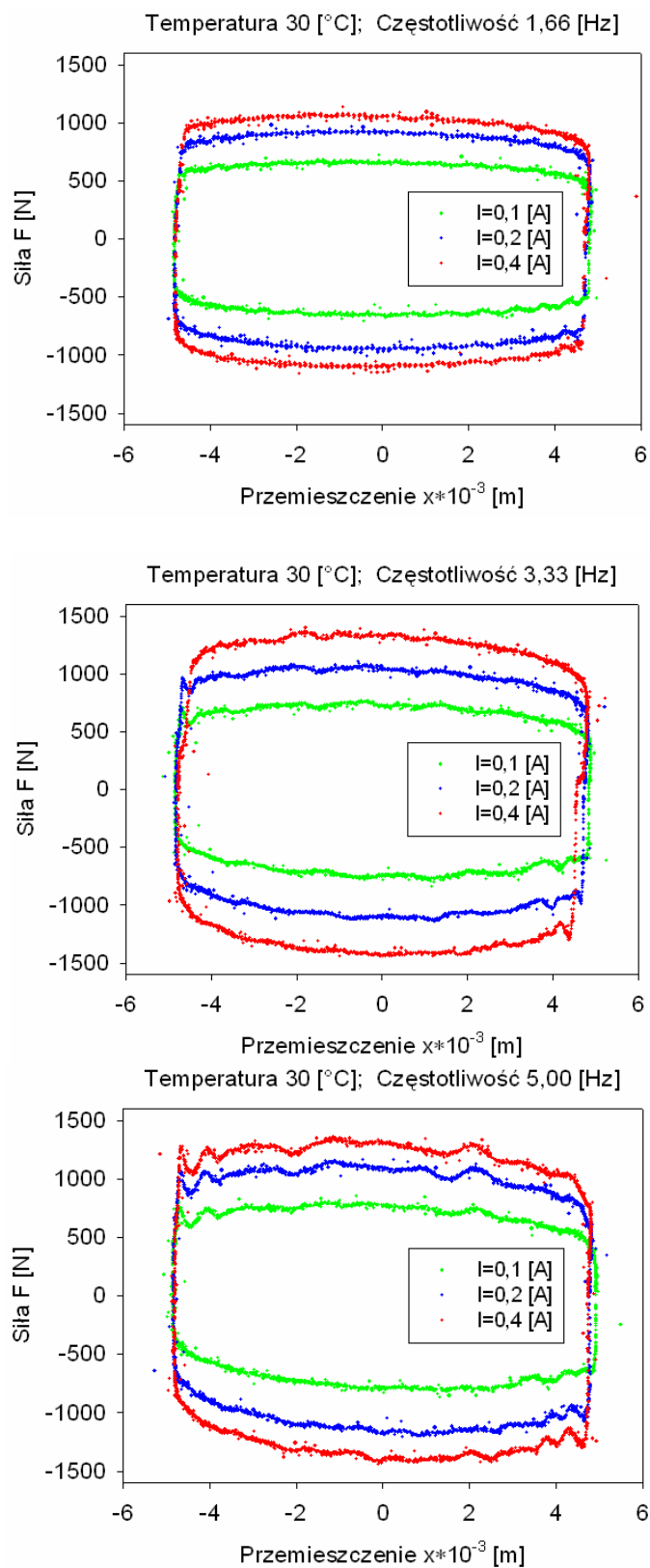
b)



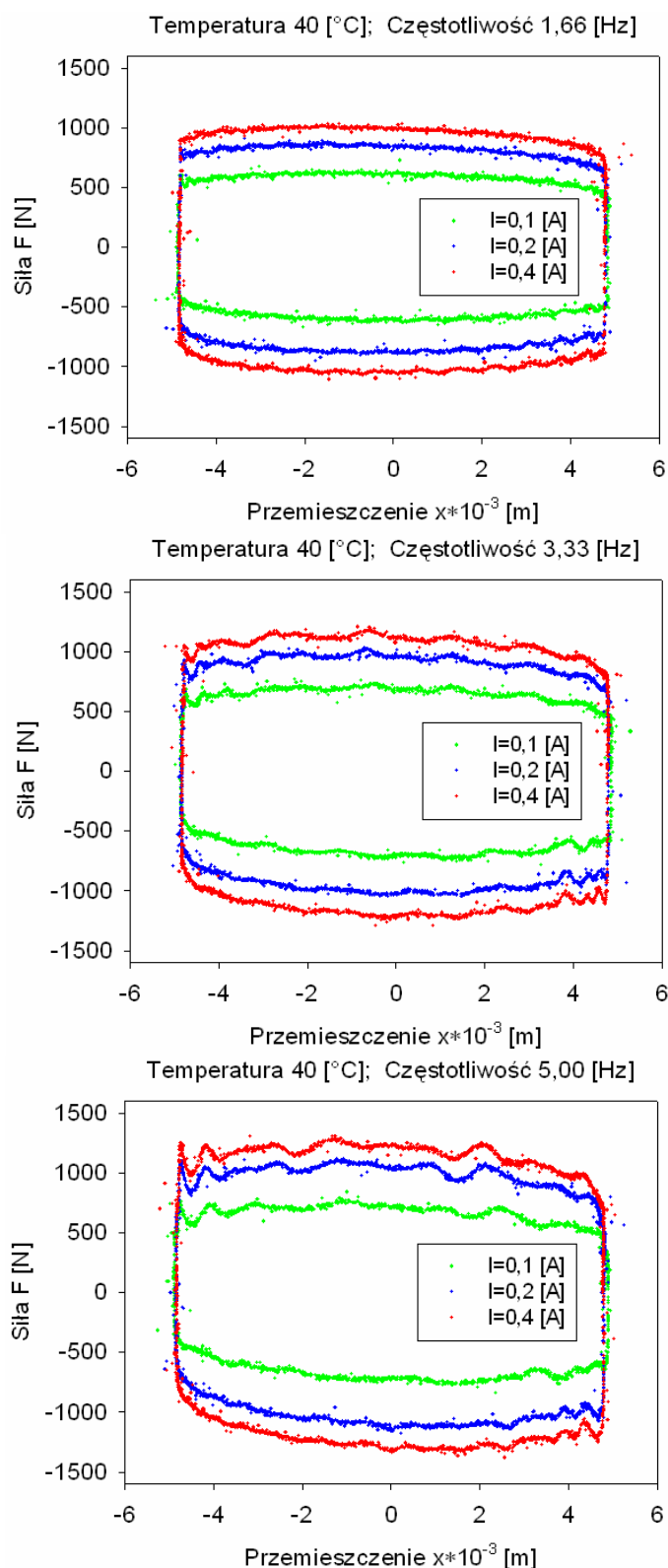
c)



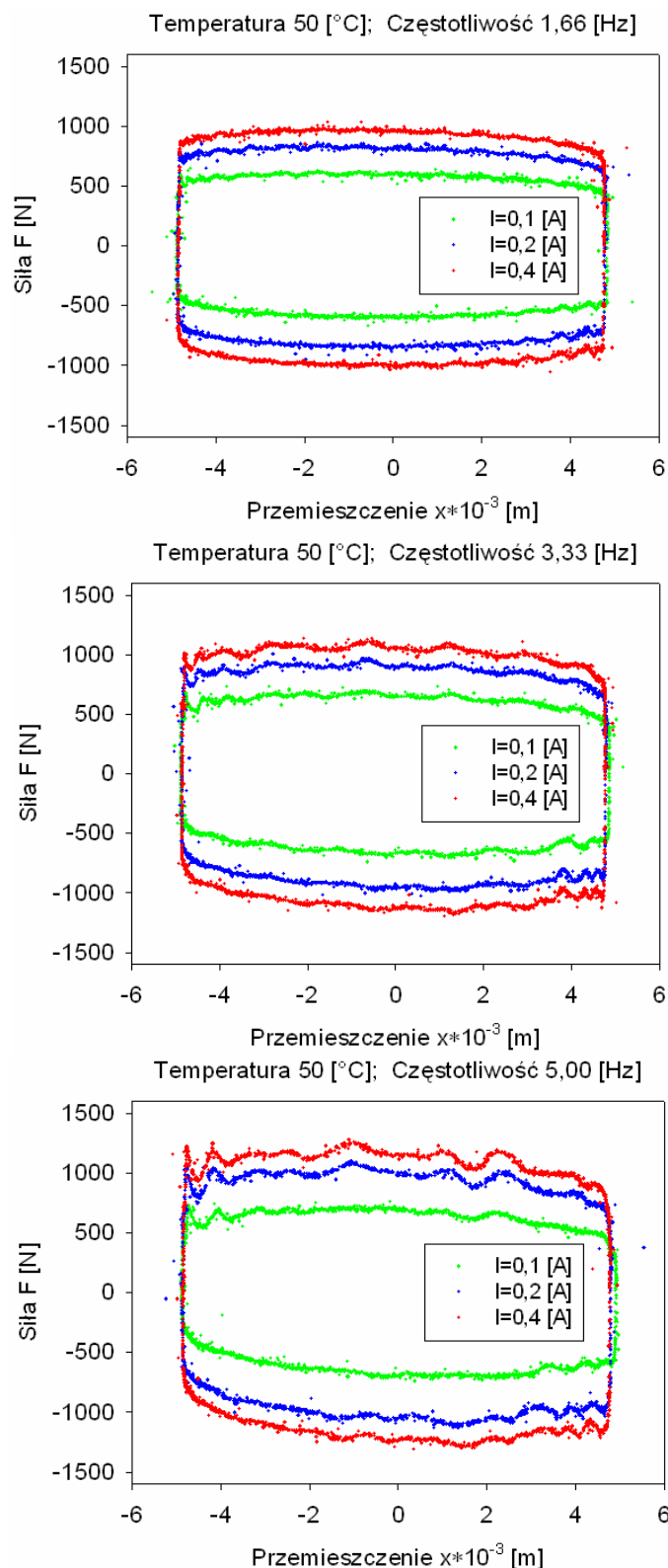
Rys. 1.1. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]



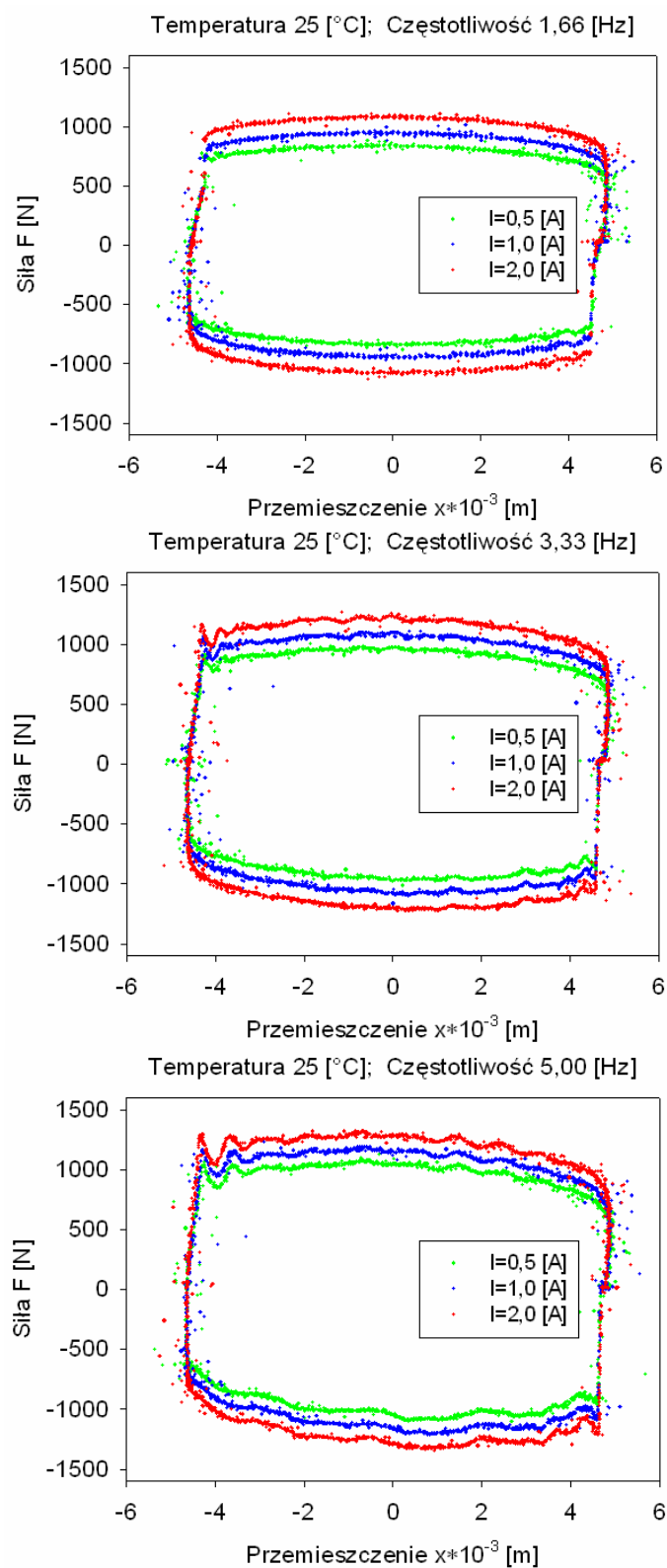
Rys. 1.2. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]



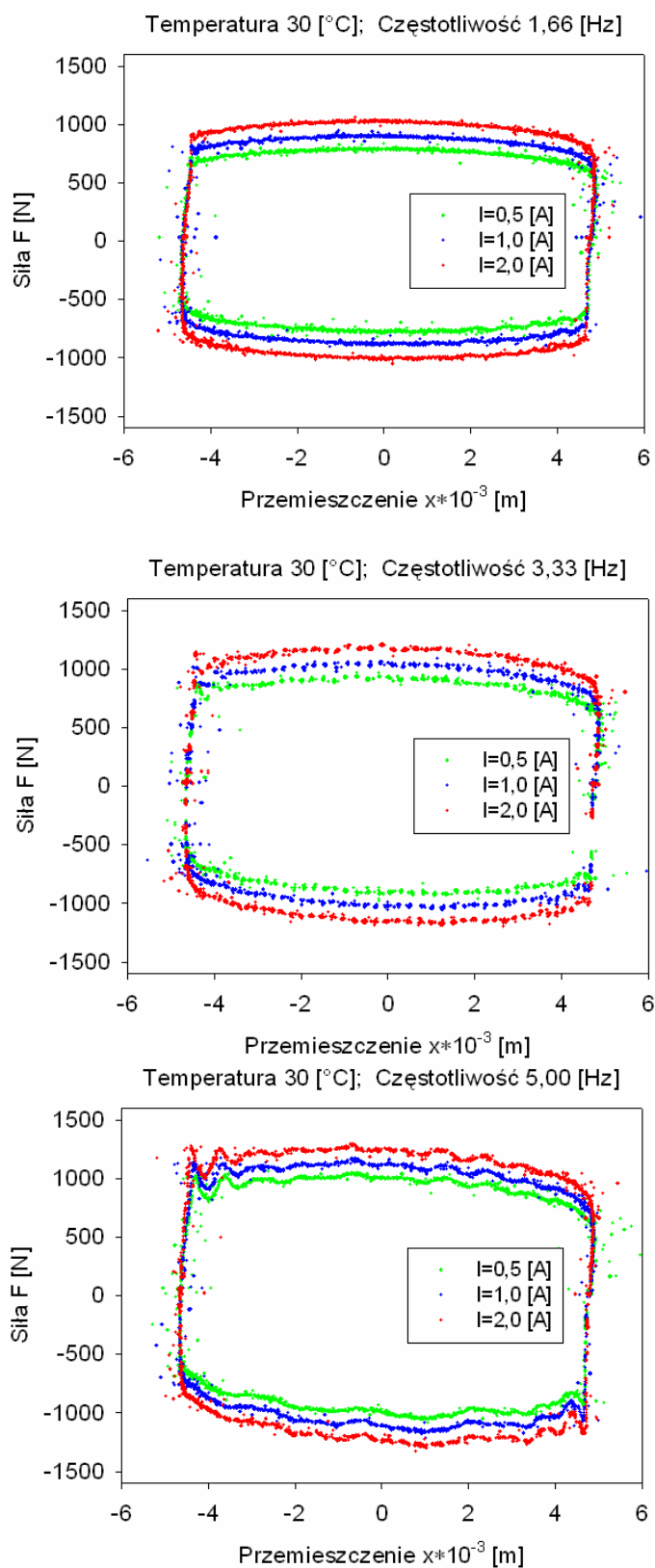
Rys. 1.3. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]



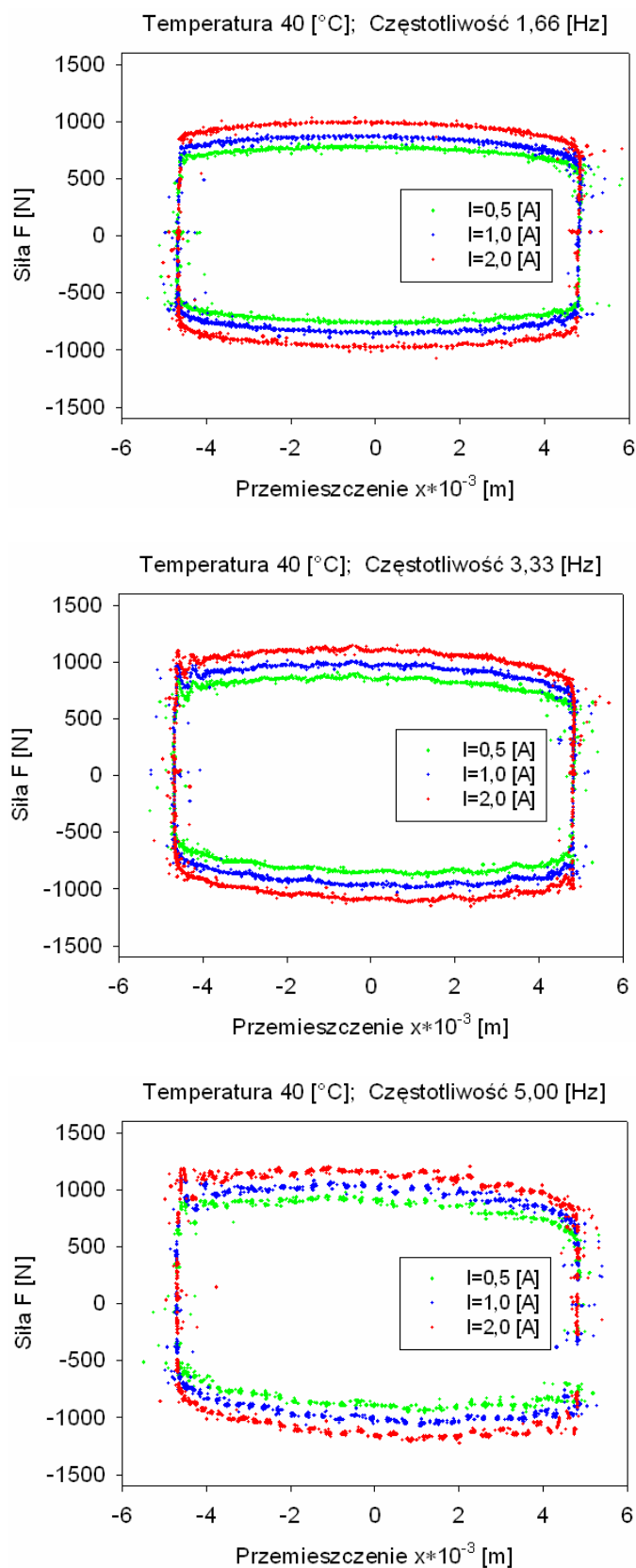
Rys. 1.4. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]



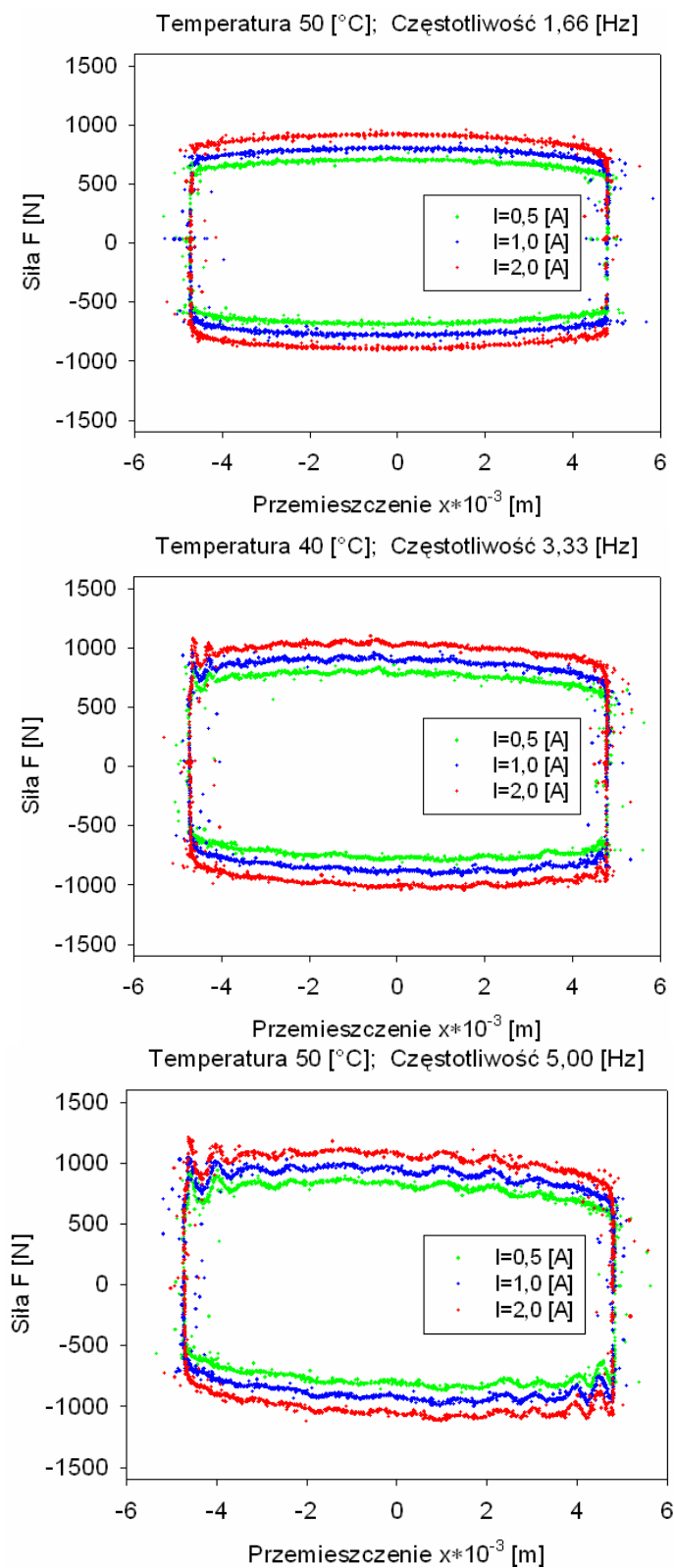
Rys. 1.5. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]



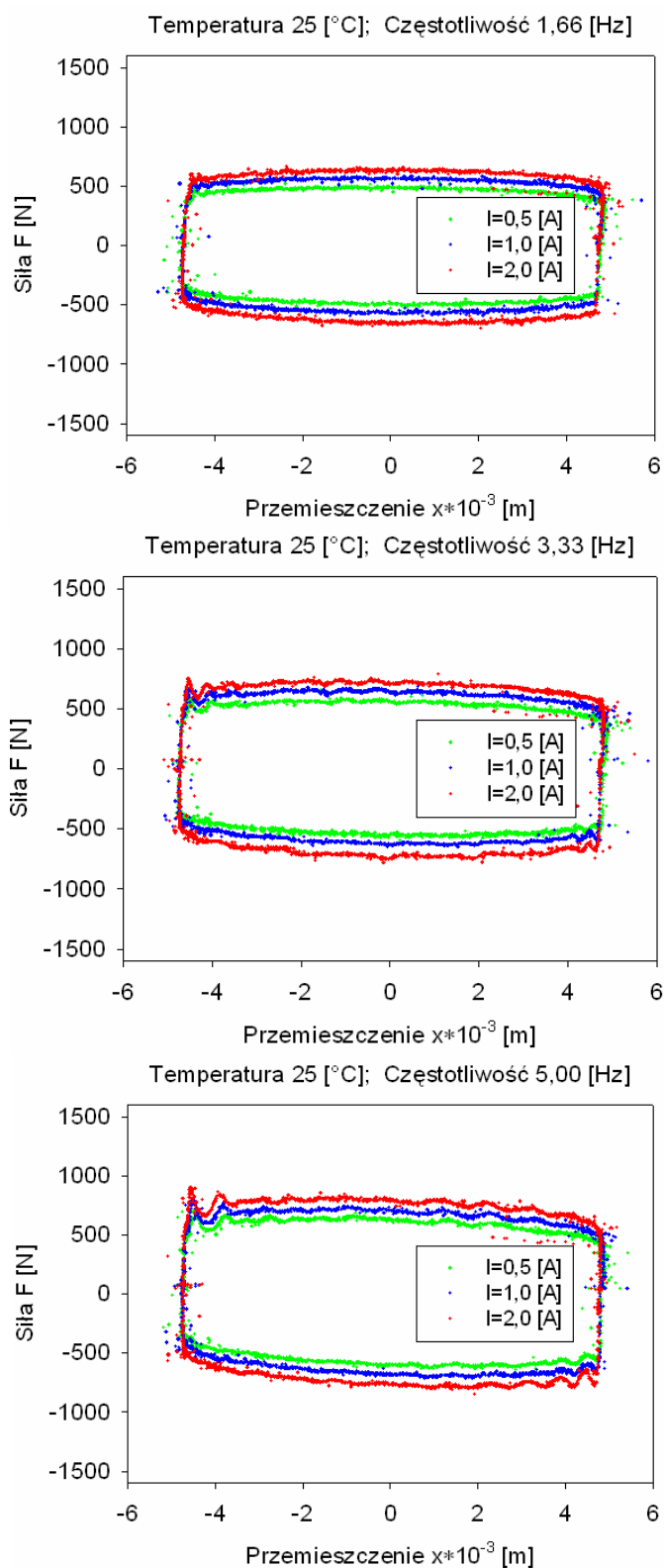
Rys. 1.6. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]



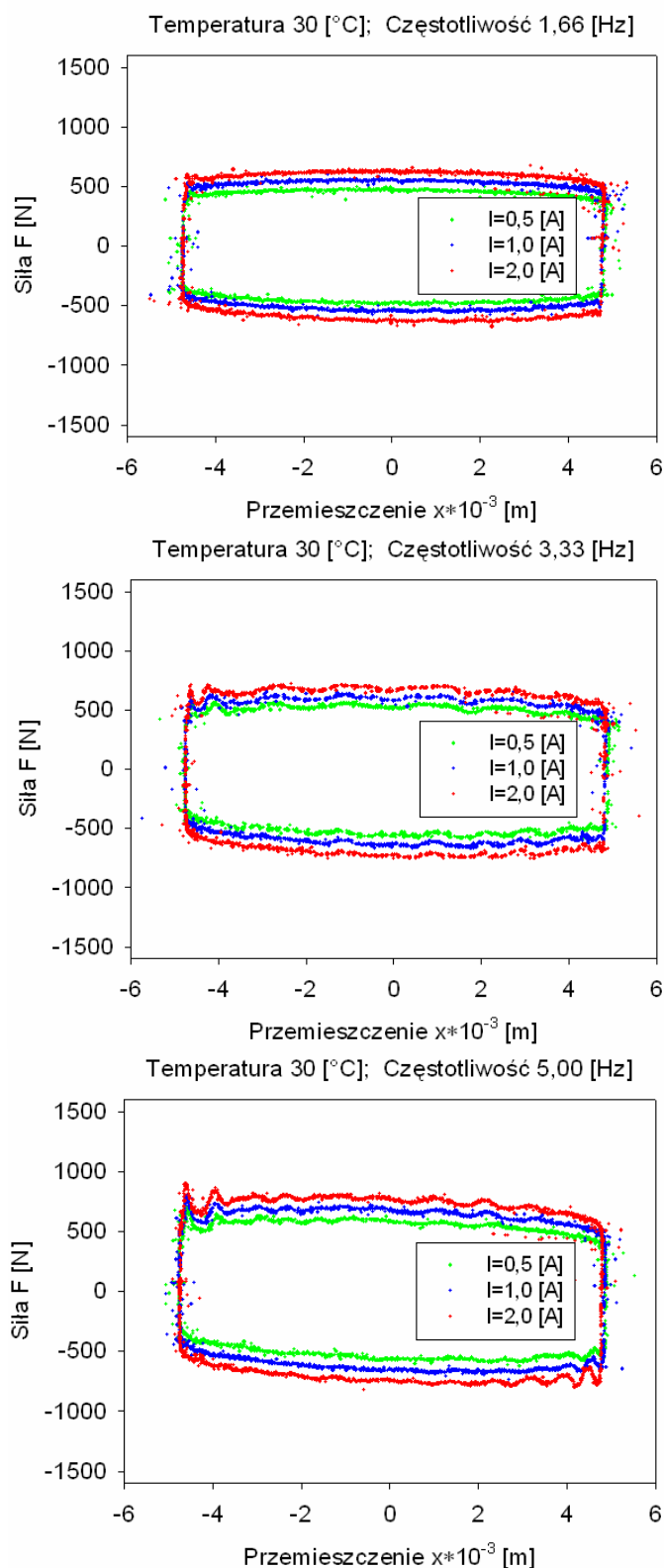
Rys. 1.7. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]



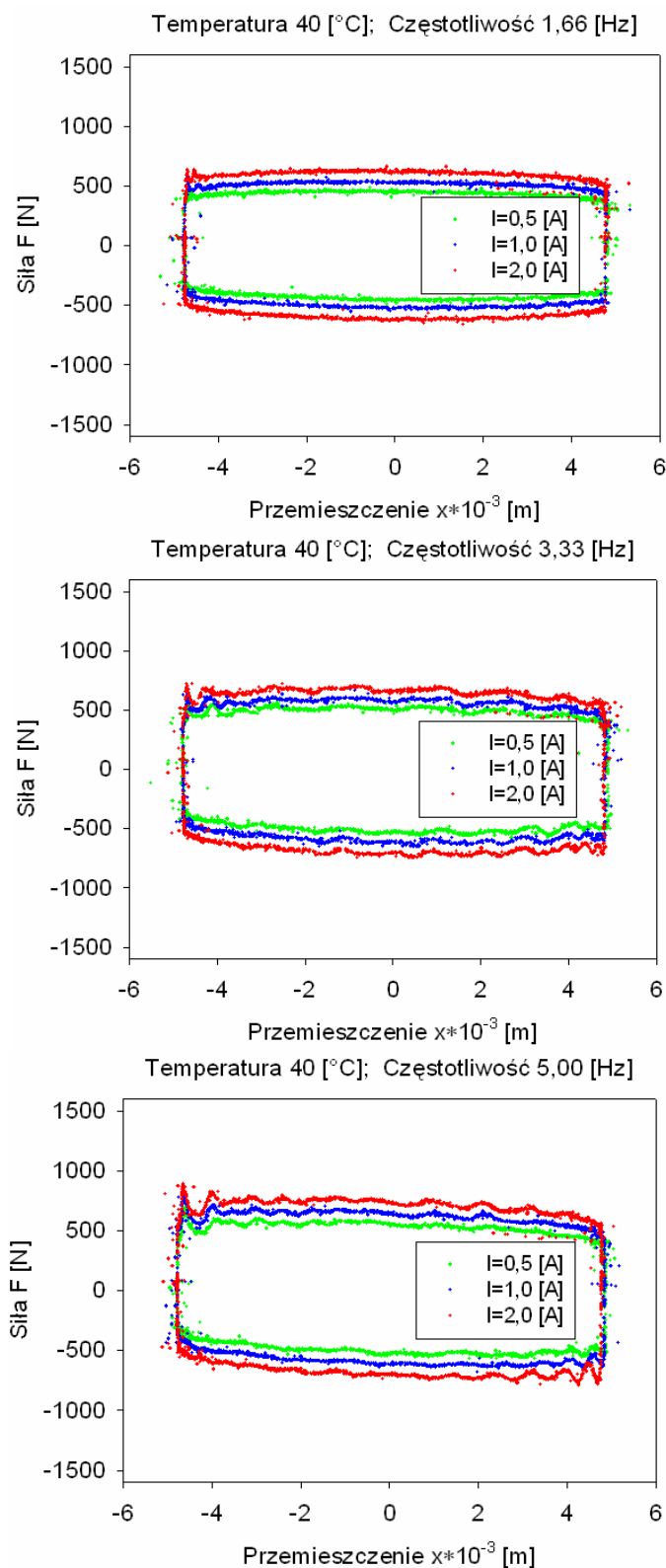
Rys. 1.8. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]



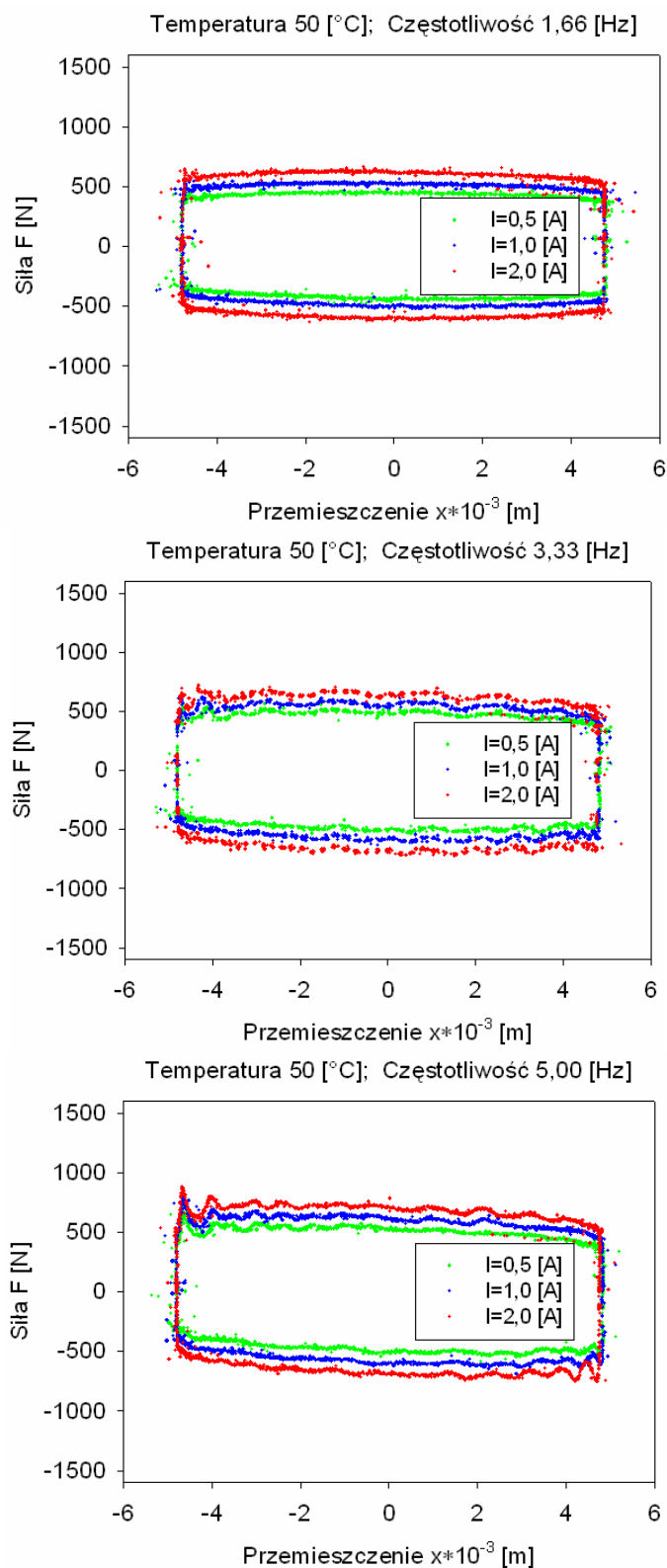
Rys. 1.9. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]



Rys. 1.10. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]



Rys. 1.11. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]

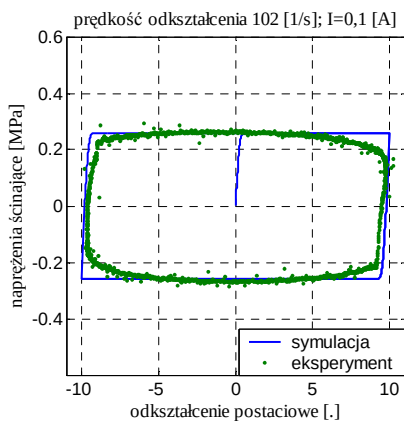


Rys. 1.12. Wpływ natężenia prądu na zmiany wartości siły tłumienia w funkcji przemieszczenia tłoka, przy wartościach częstotliwości oscylacji tłoka: (a) 1,66; (b) 3,33; (c) 5,00 [Hz]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]

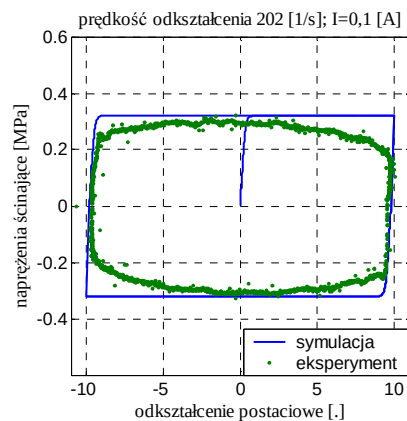
Załącznik nr 2

Wyniki numerycznej symulacji prawa
Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR
w tłumiku T-MR SiMR 132 DG

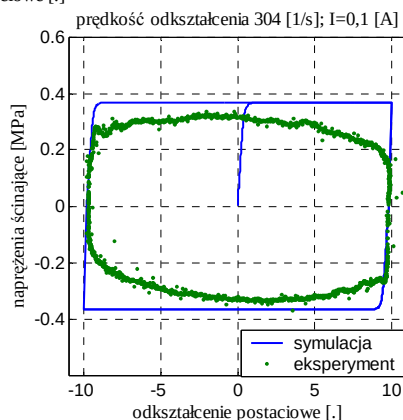
a)



b)

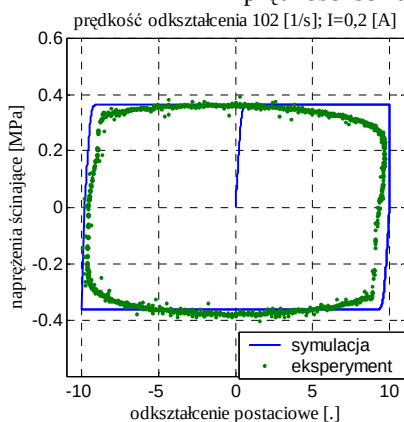


c)

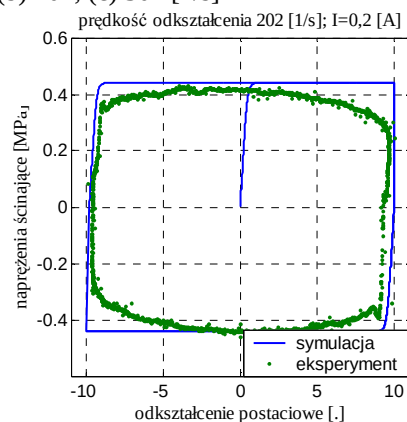


Rys. 2.1. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]

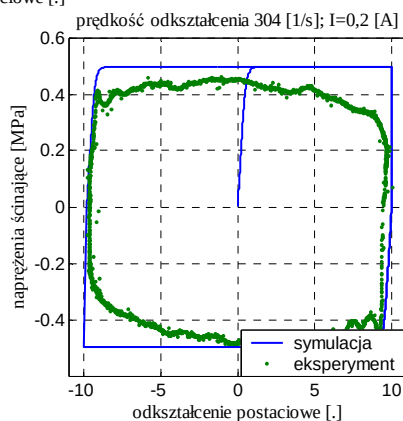
a)



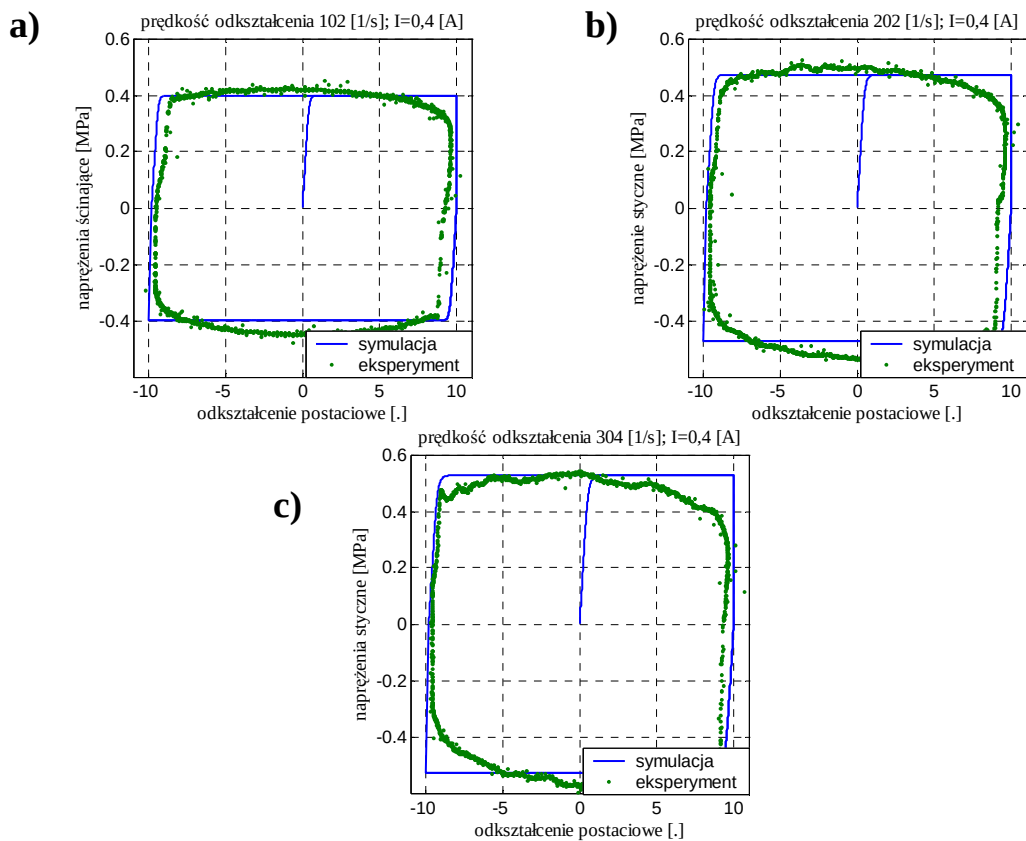
b)



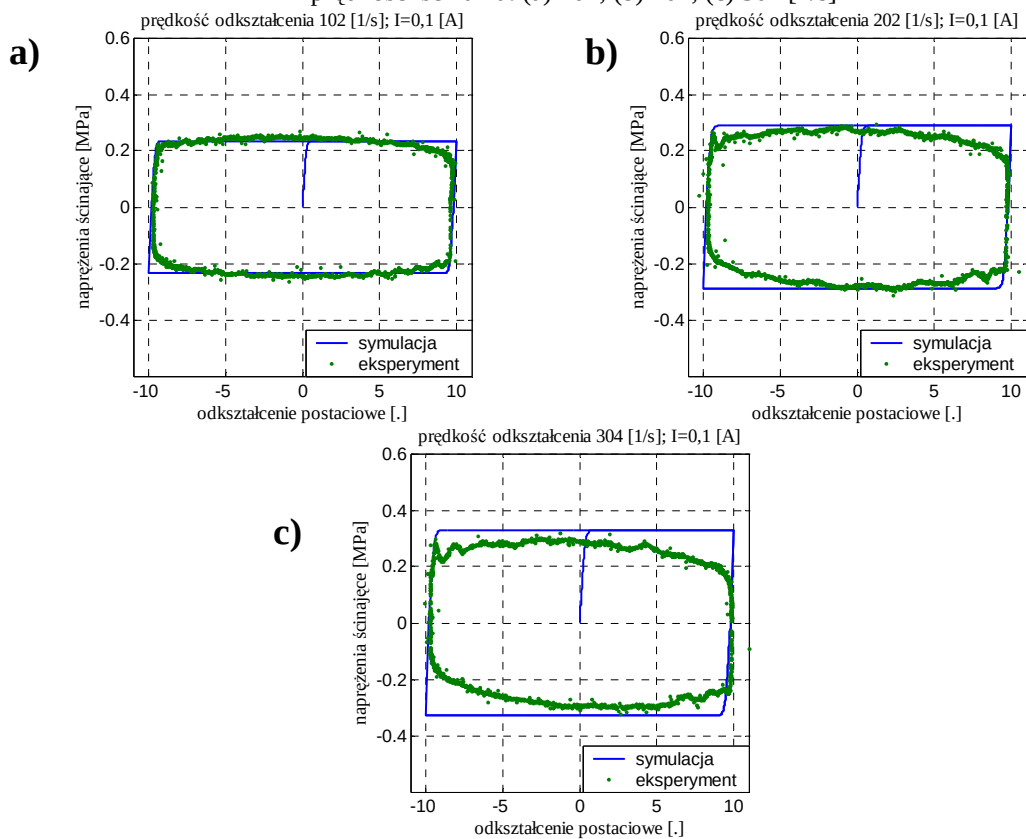
c)



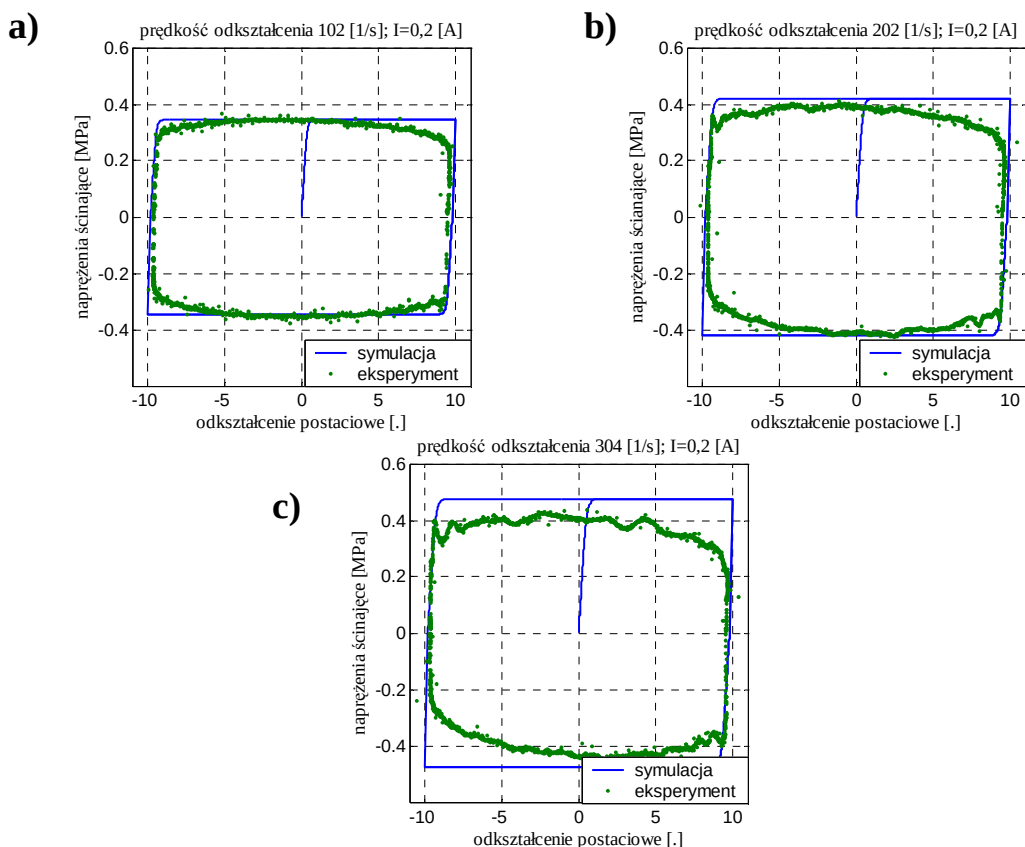
Rys. 2.2. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



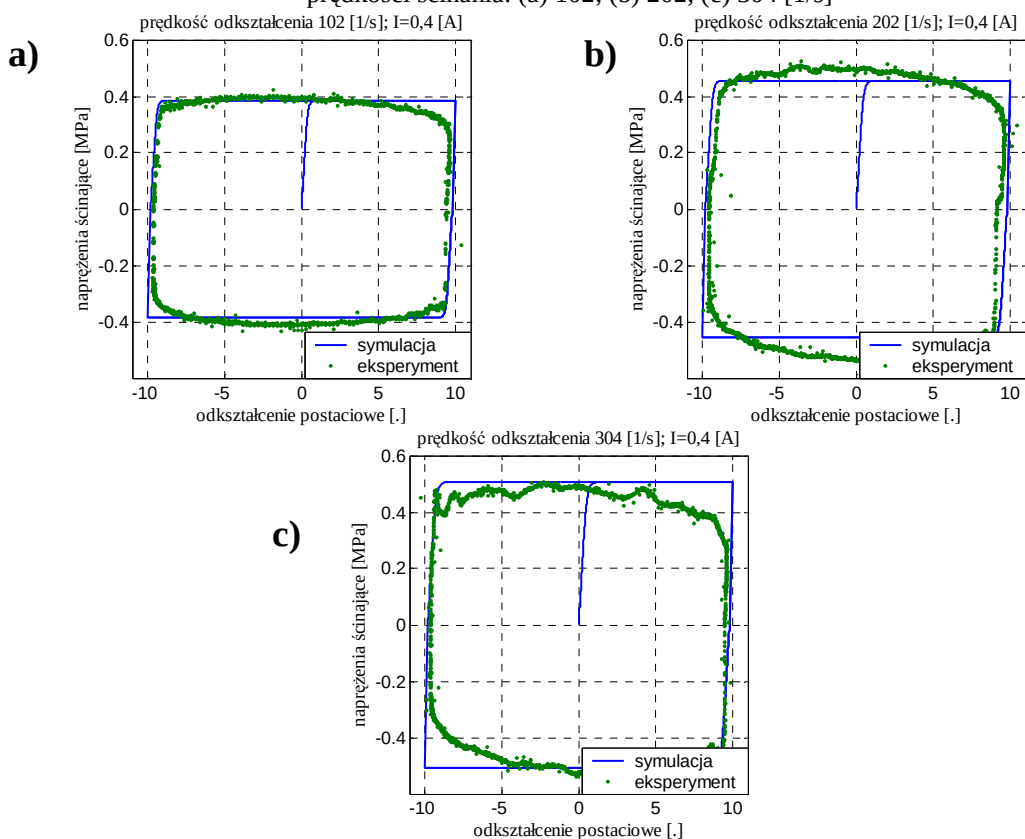
Rys. 2.3. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



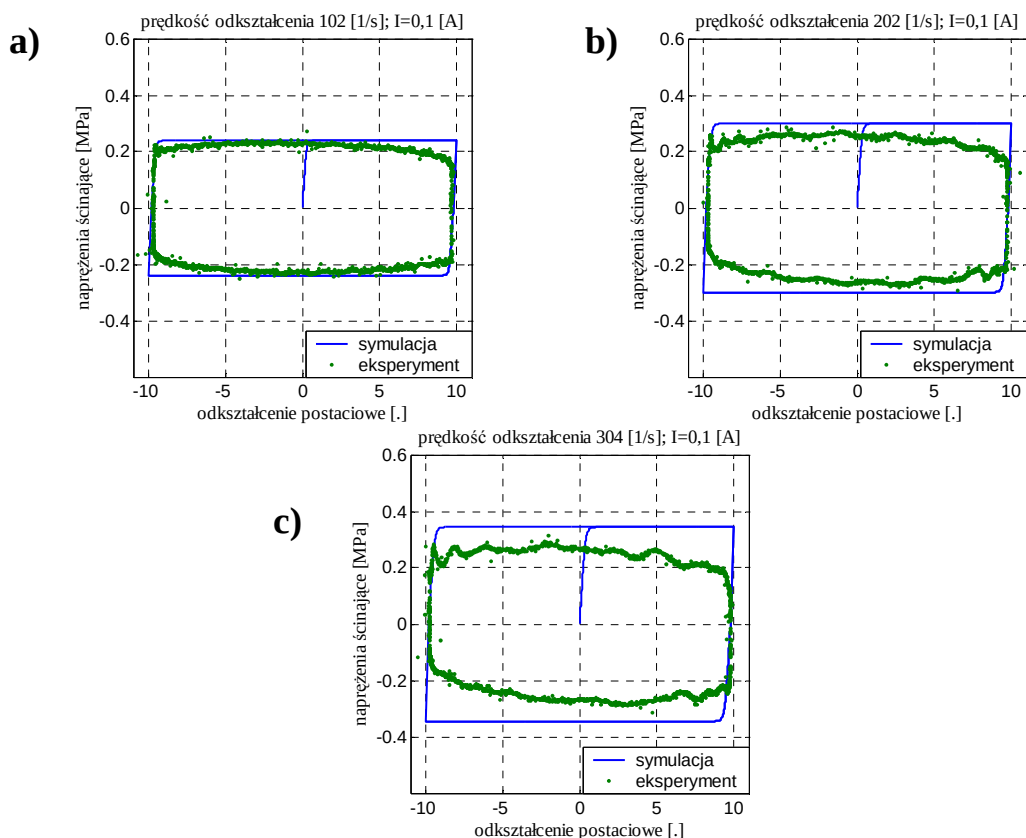
Rys. 2.4. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



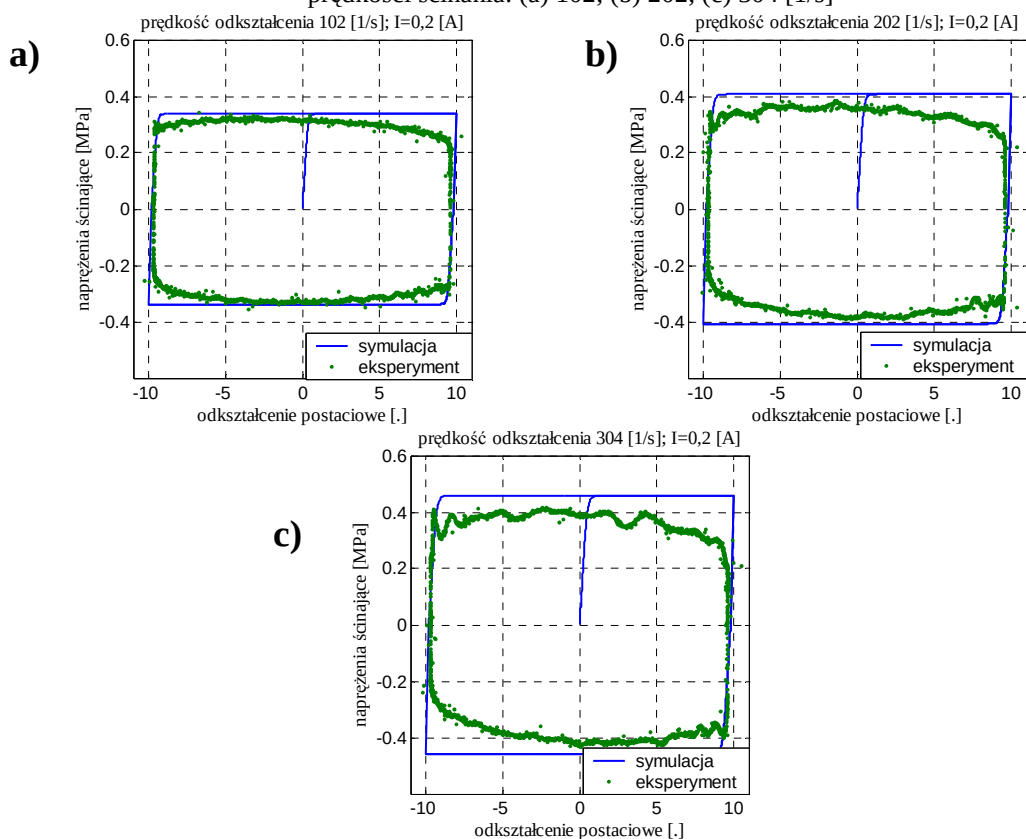
Rys. 2.5. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



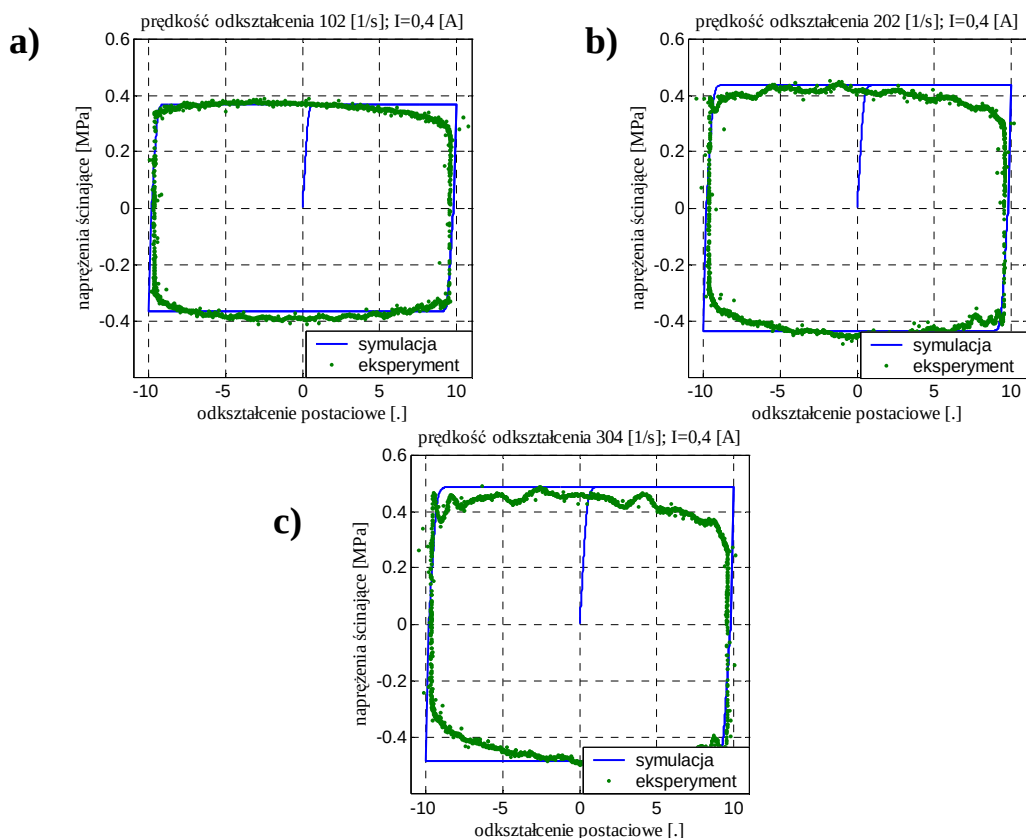
Rys. 2.6. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



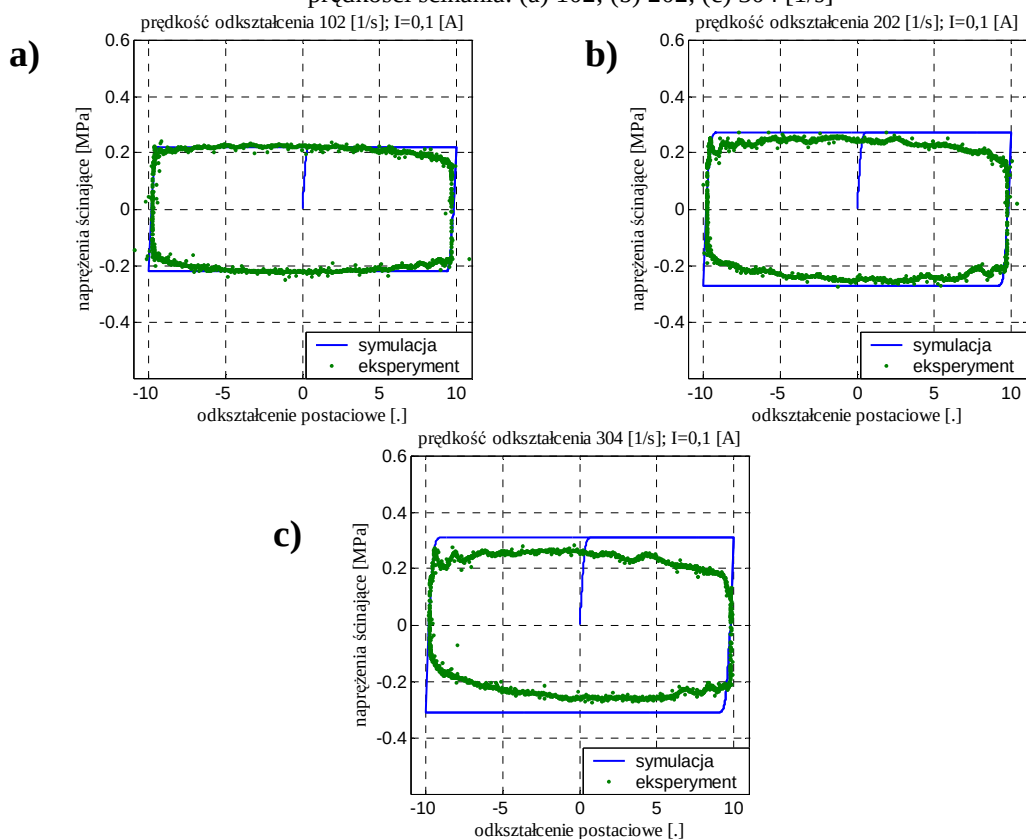
Rys. 2.7. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



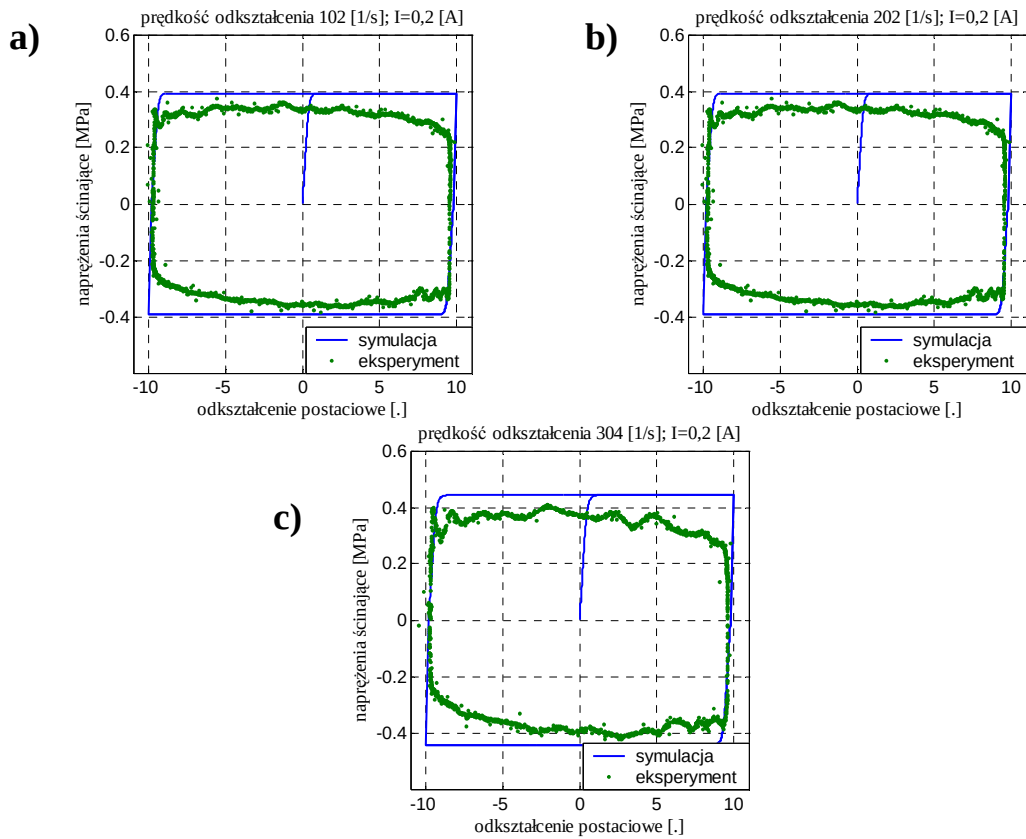
Rys. 2.8. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



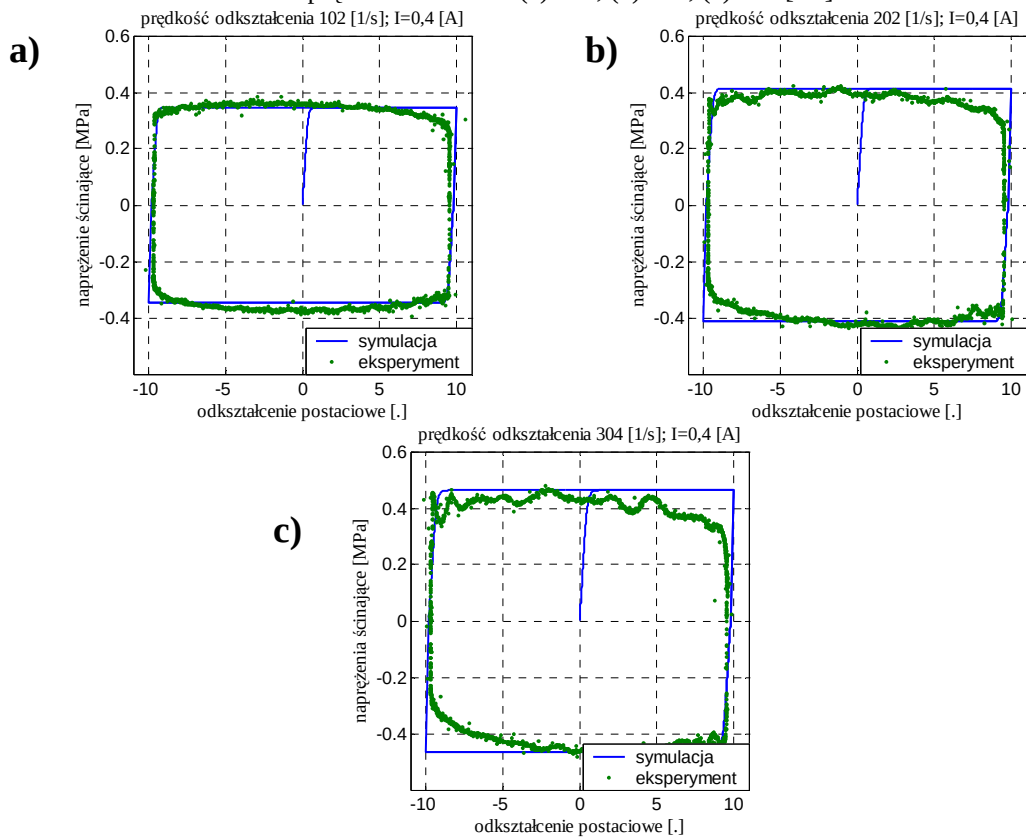
Rys. 2.9. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



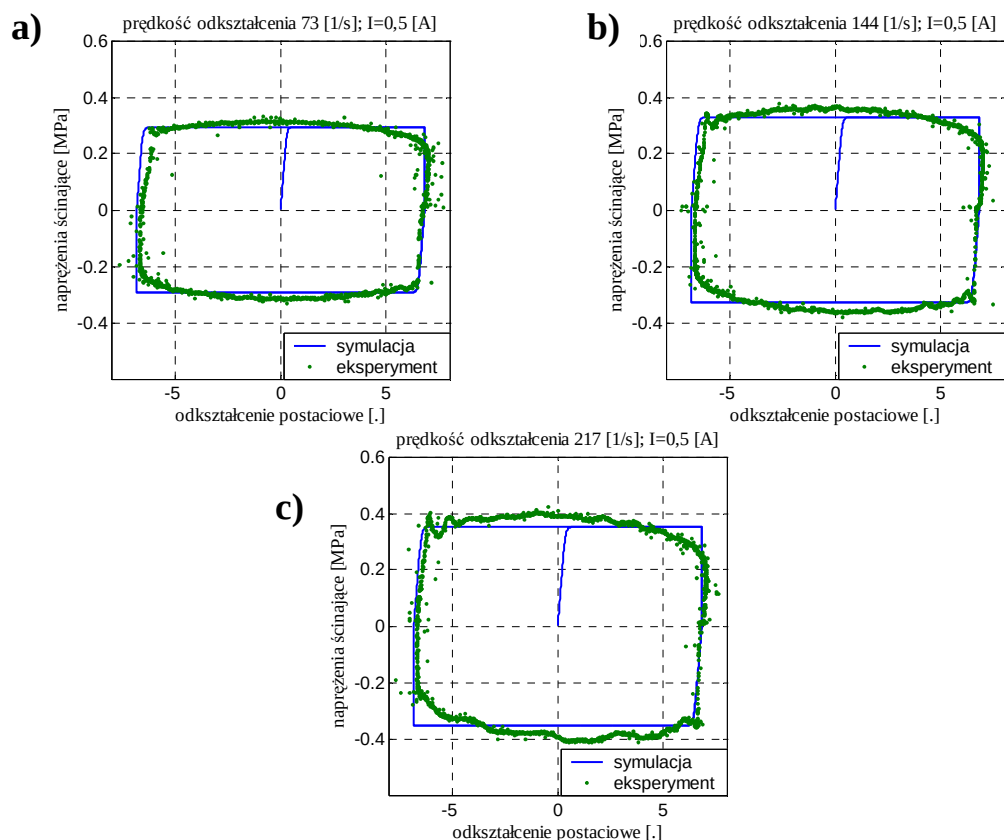
Rys. 2.10. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



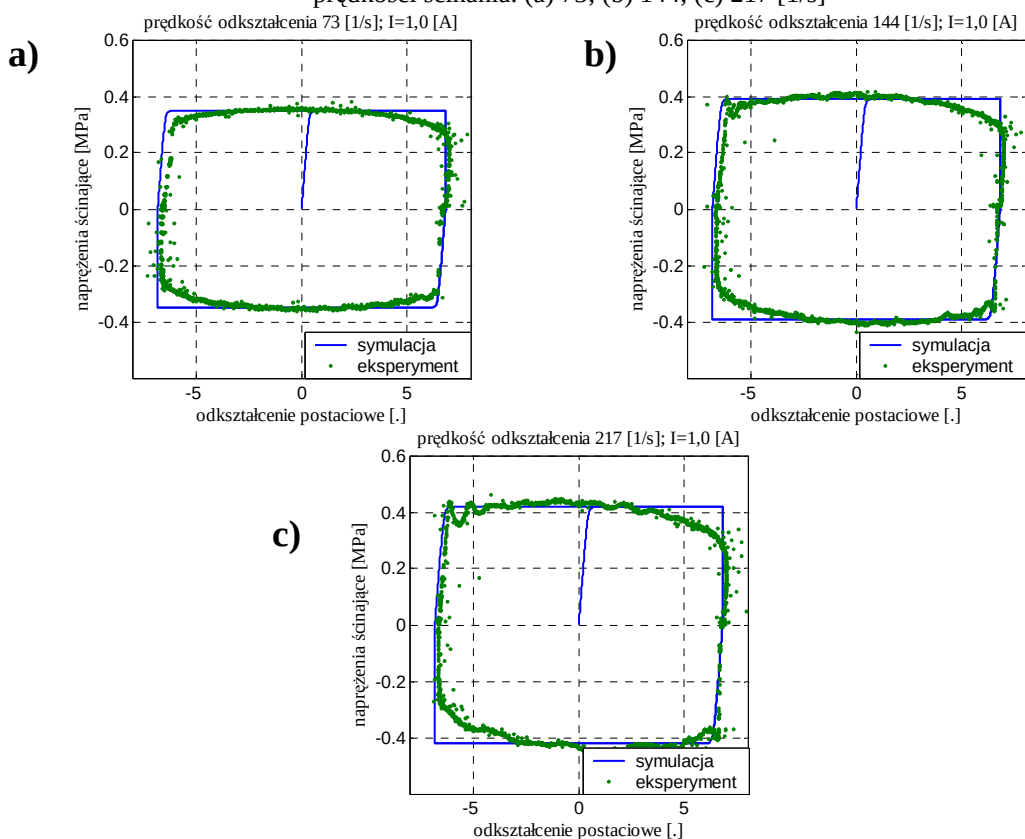
Rys. 2.11. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



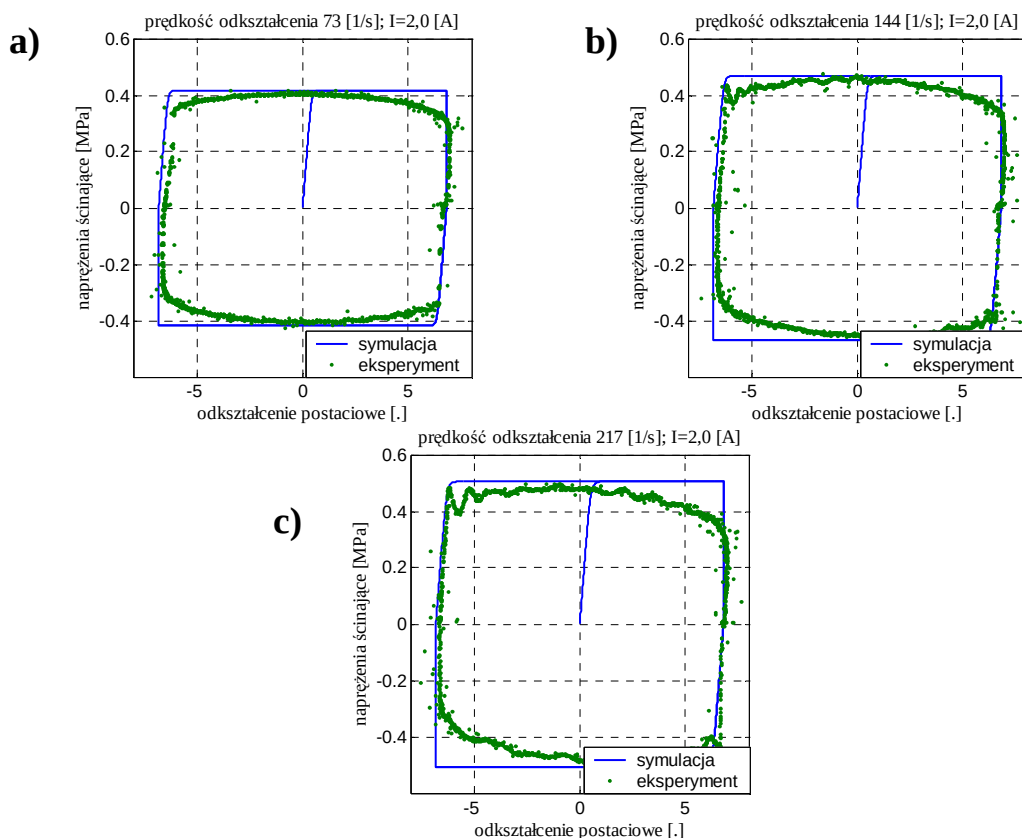
Rys. 2.12. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



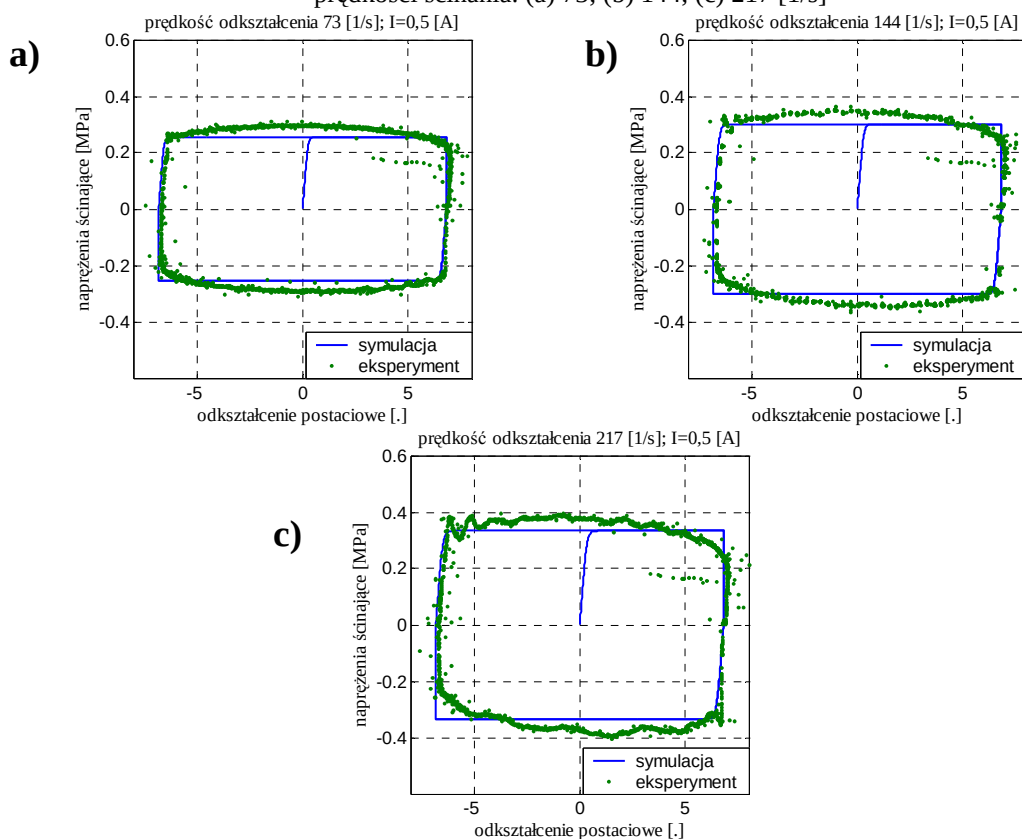
Rys. 2.13. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



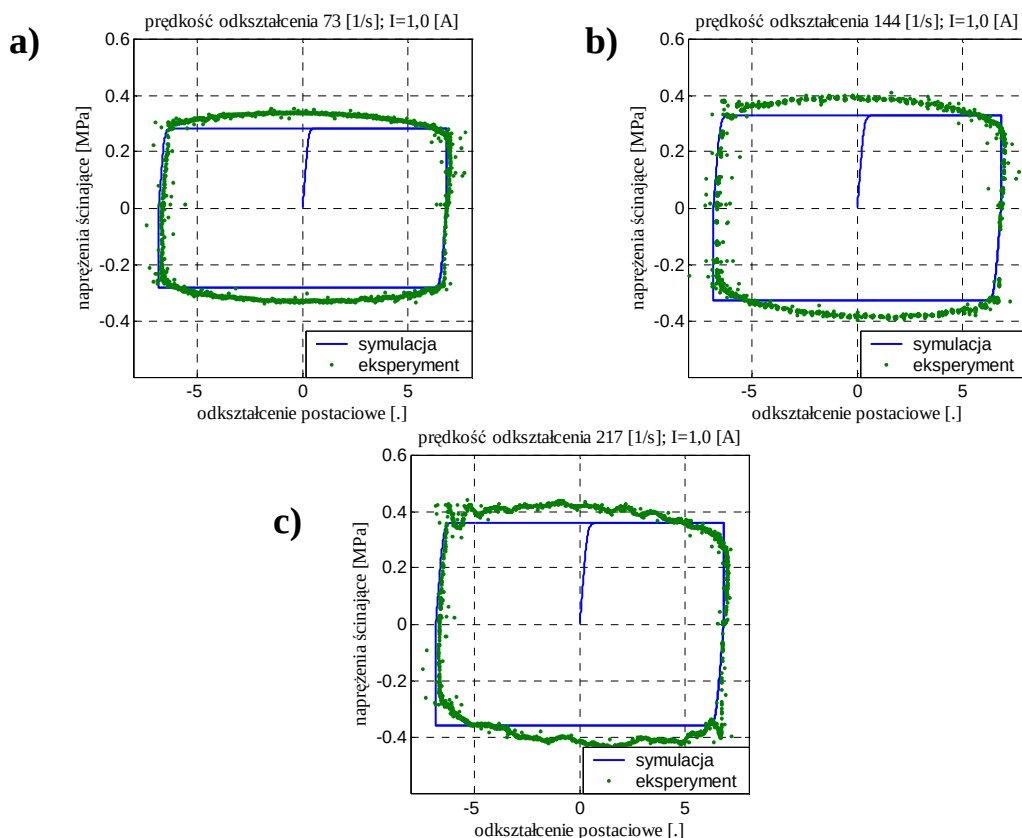
Rys. 2.14. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



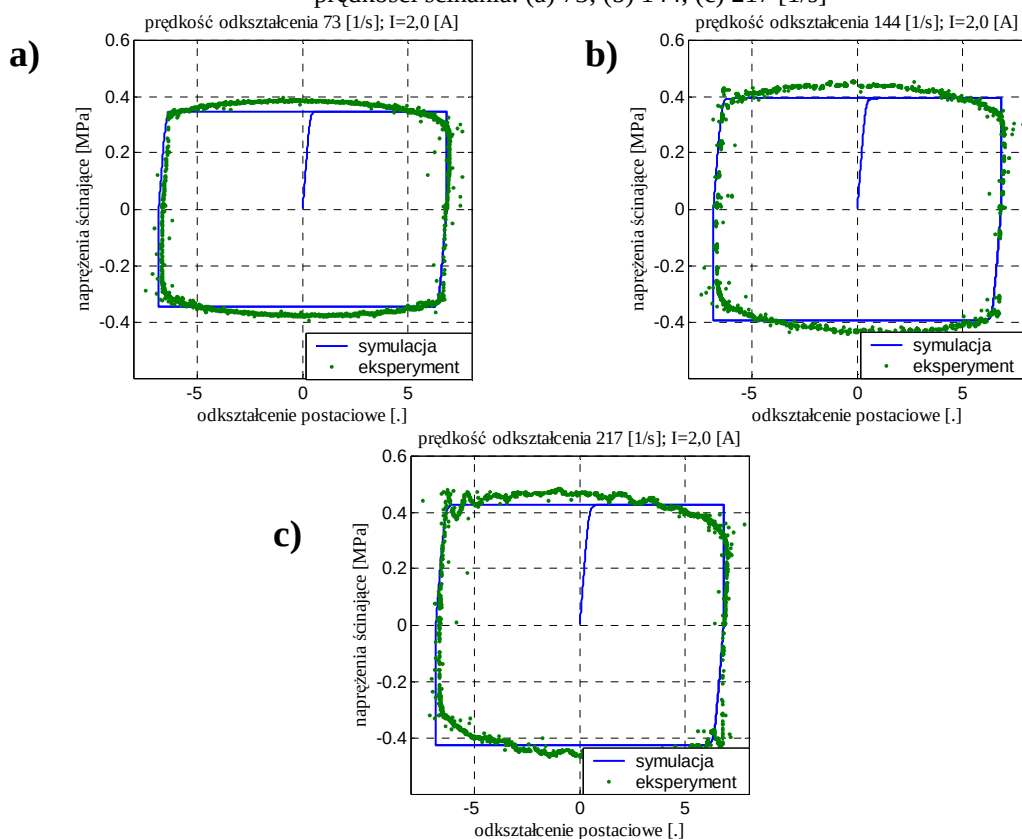
Rys. 2.15. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



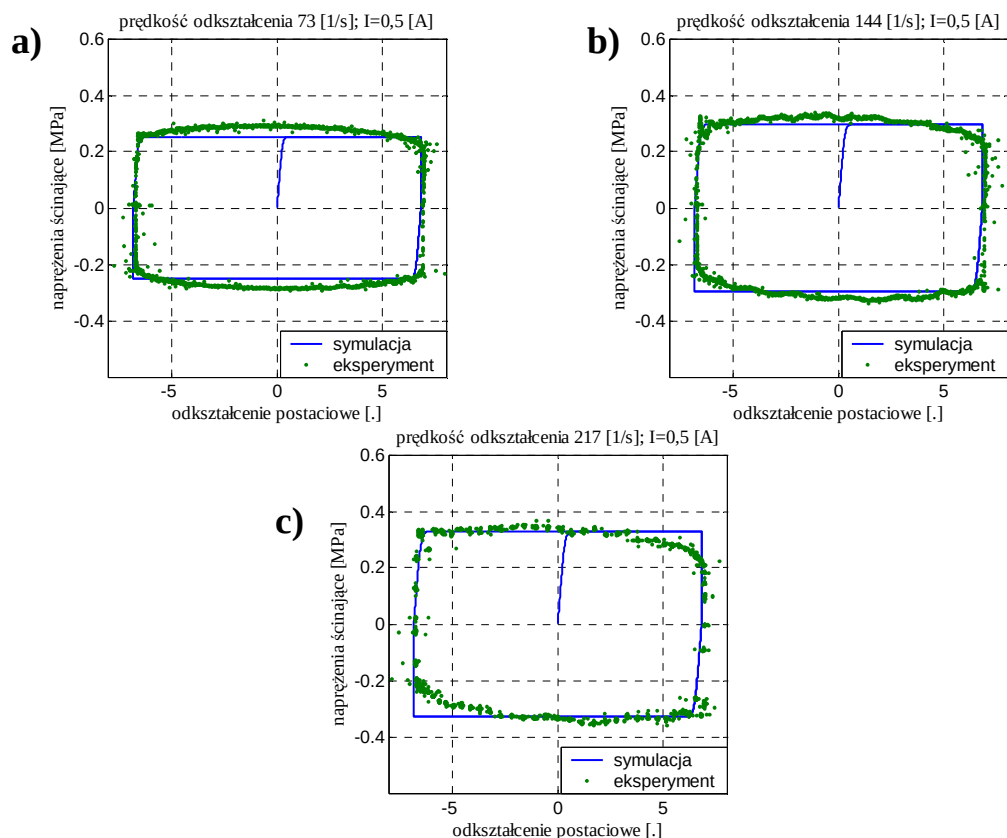
Rys. 2.16. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



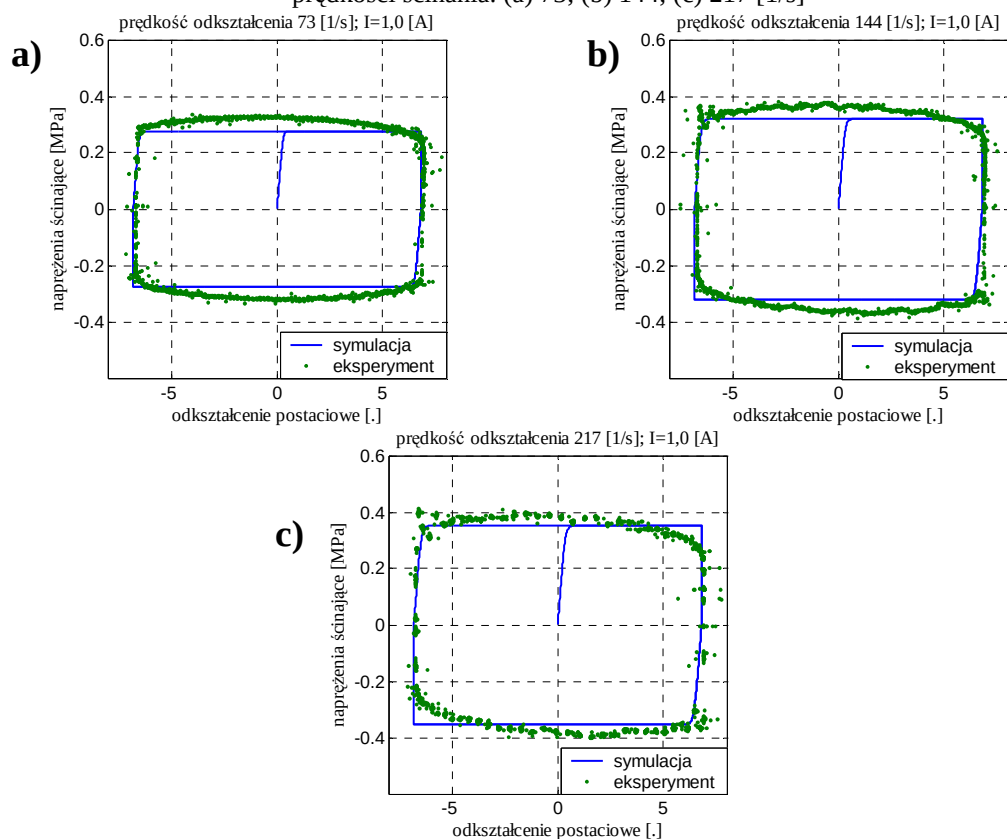
Rys. 2.17. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



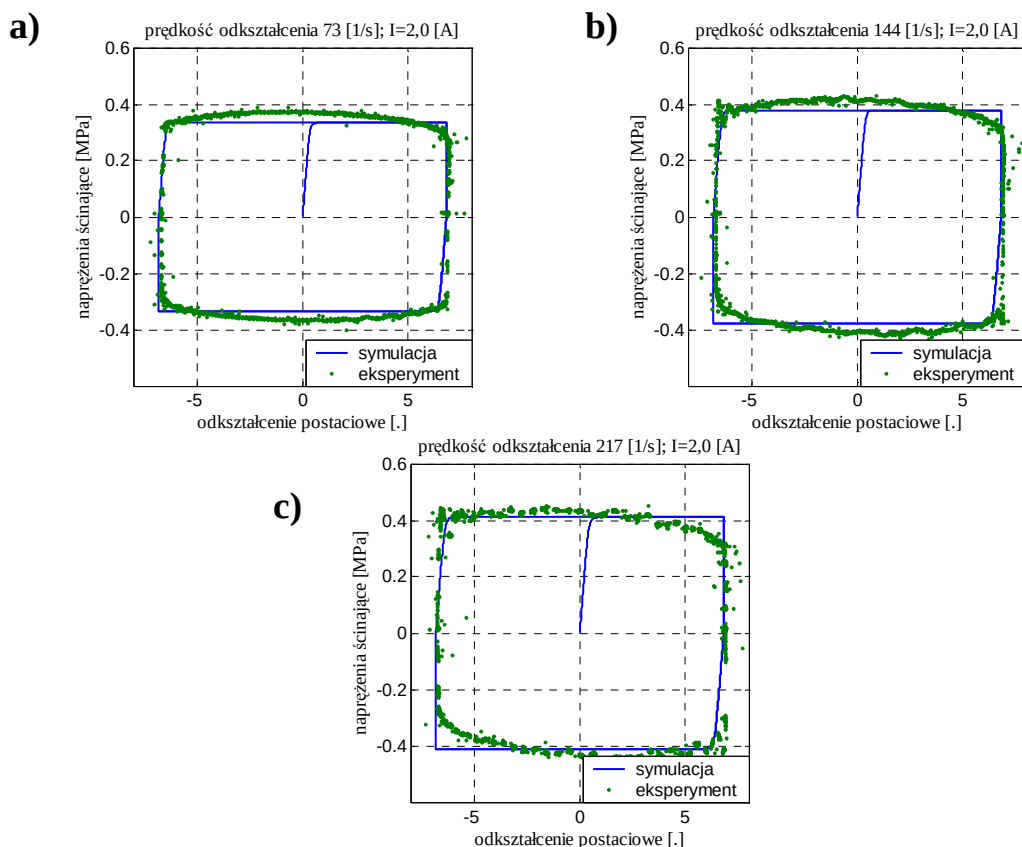
Rys. 2.18. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



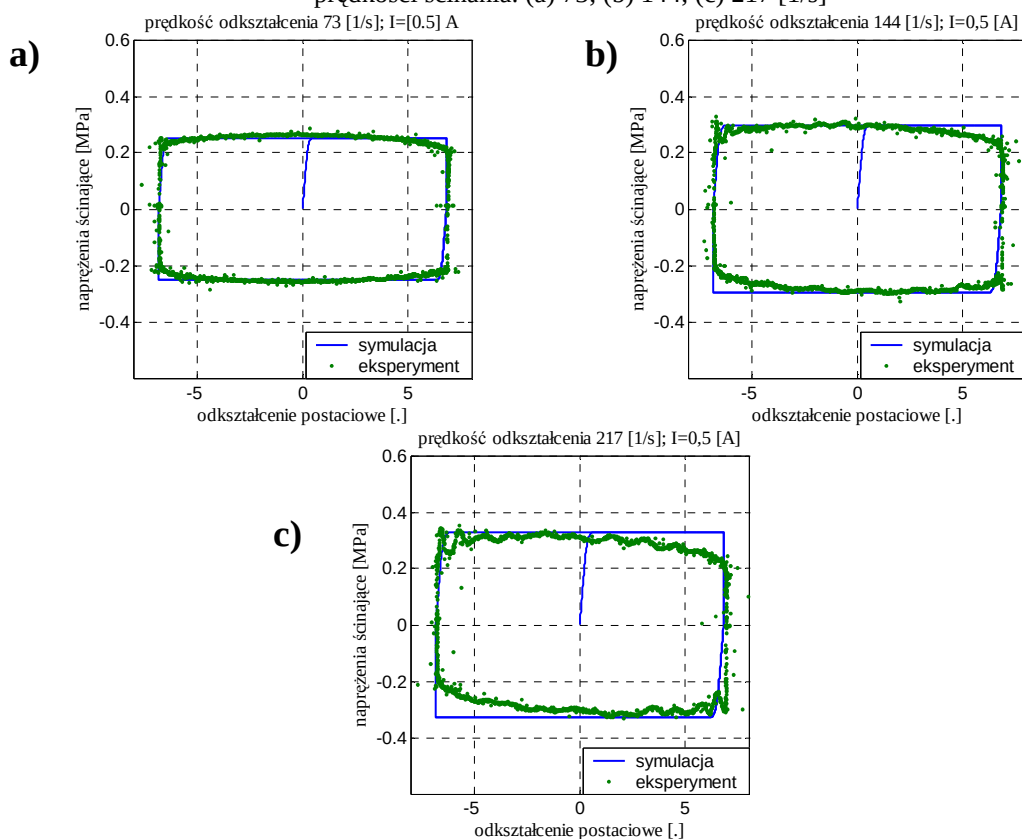
Rys. 2.19. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



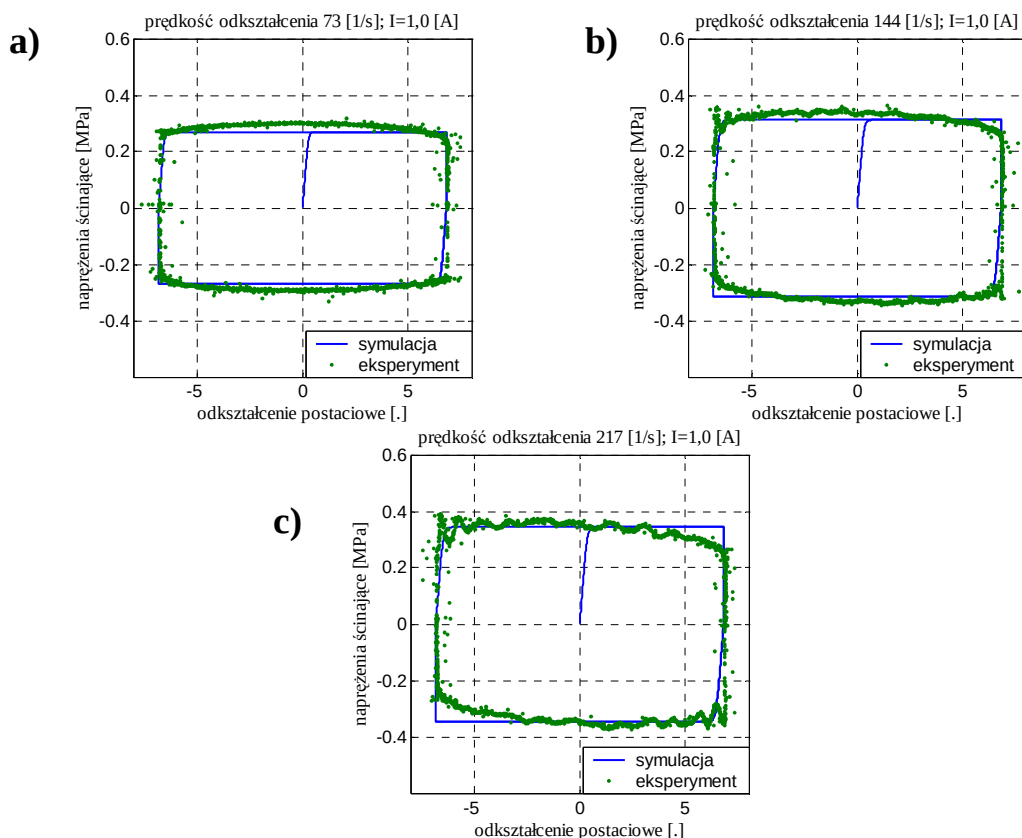
Rys. 2.20. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



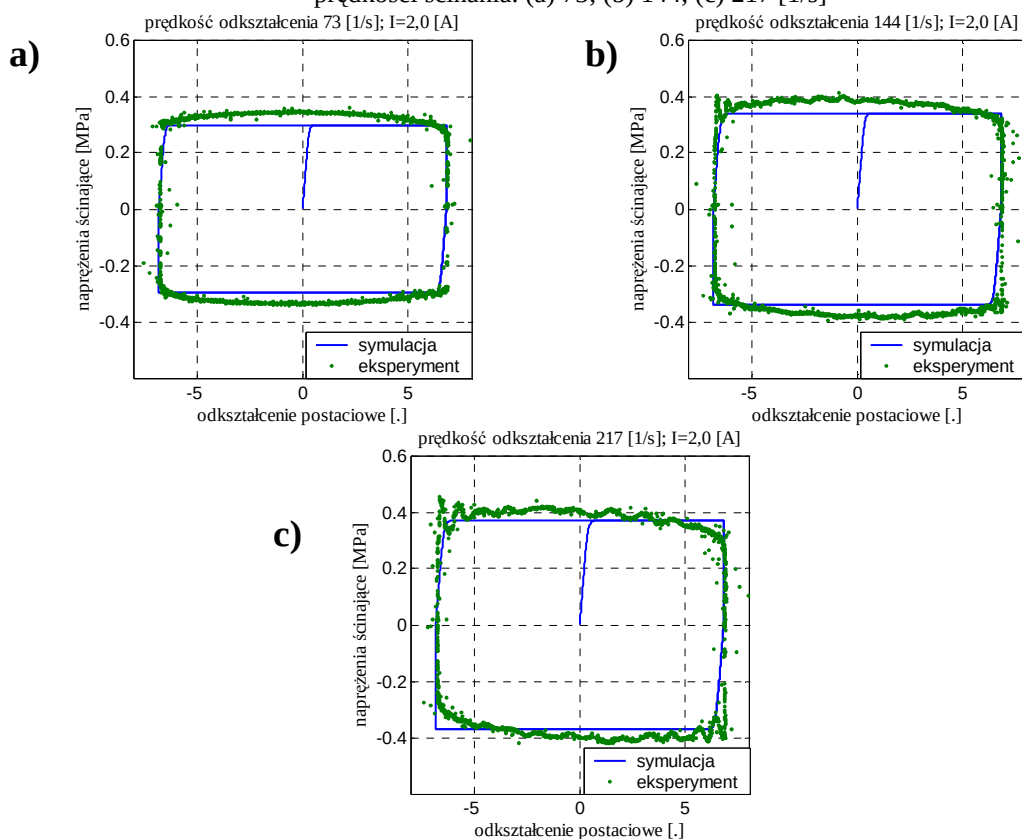
Rys. 2.21. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



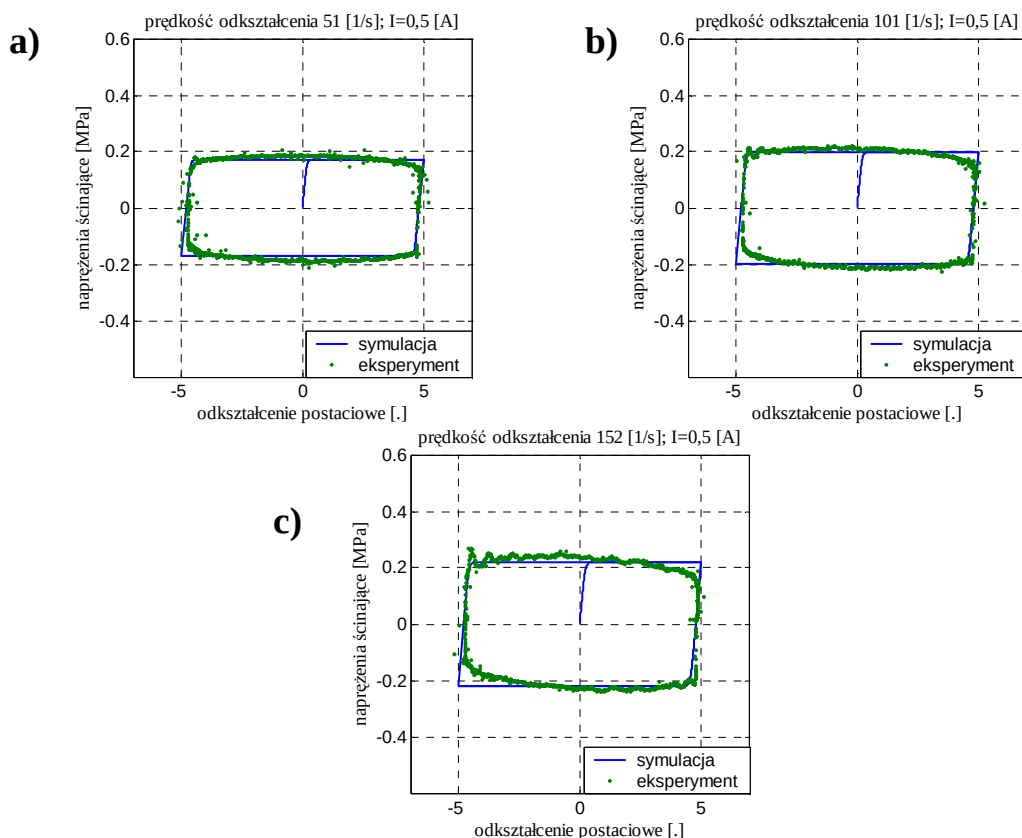
Rys. 2.22. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



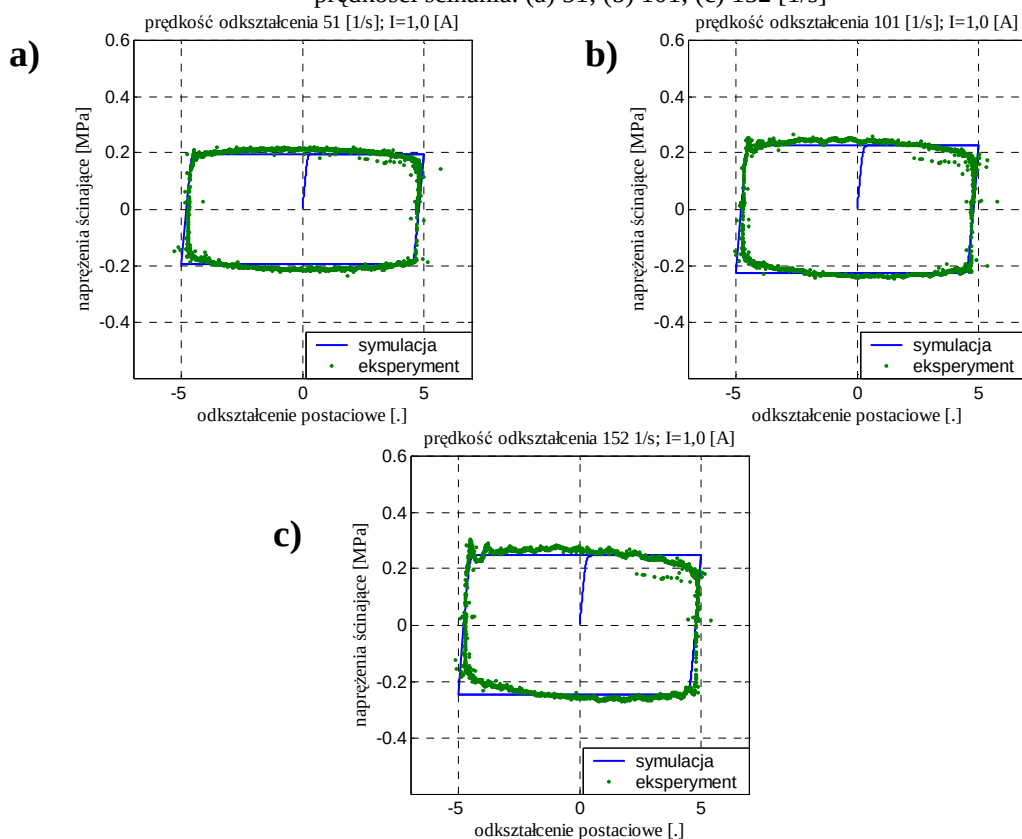
Rys. 2.23. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



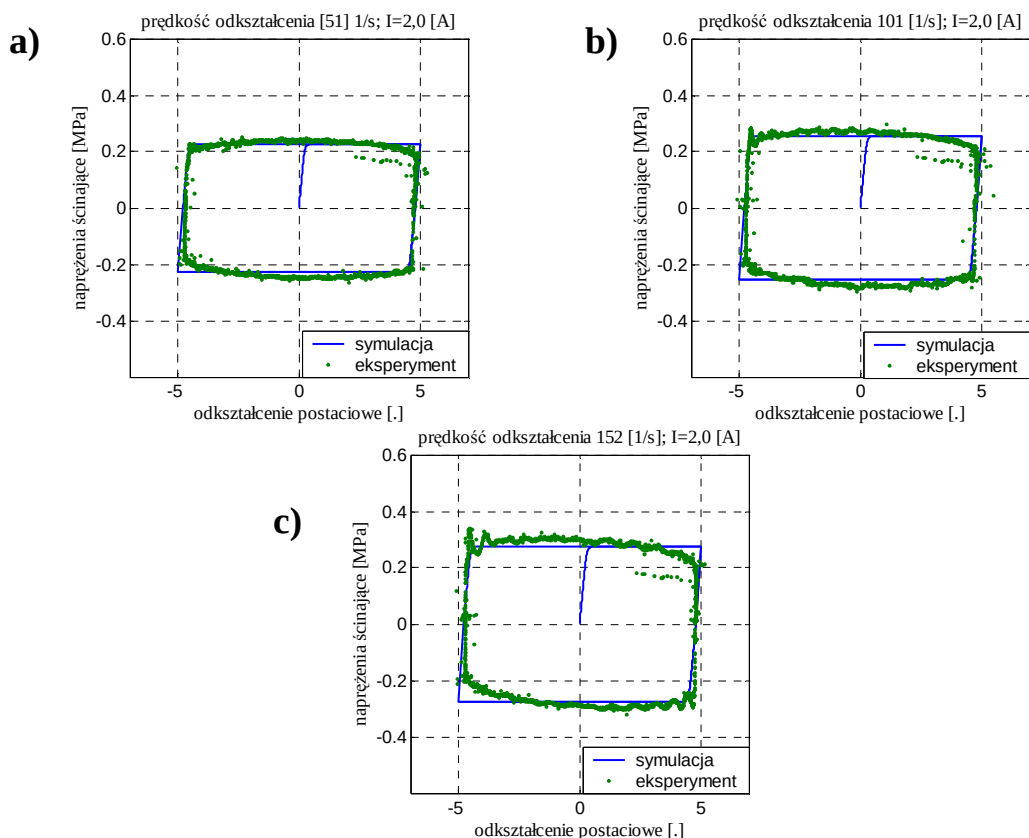
Rys. 2.24. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



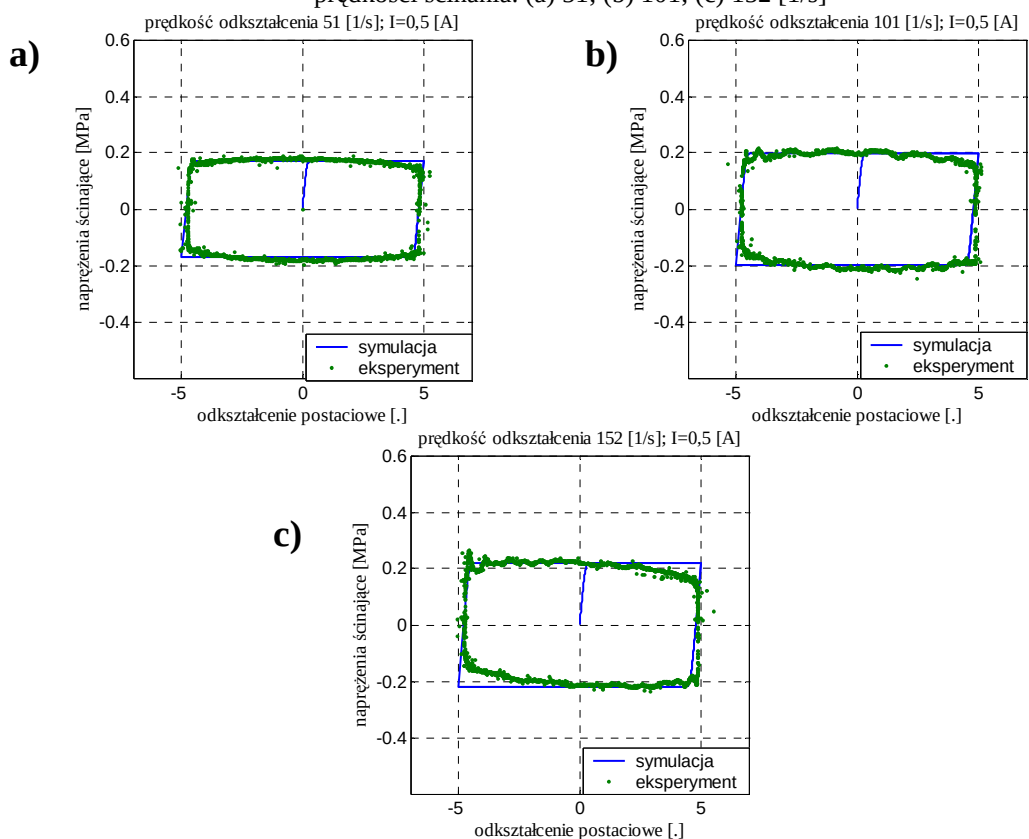
Rys. 2.25. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



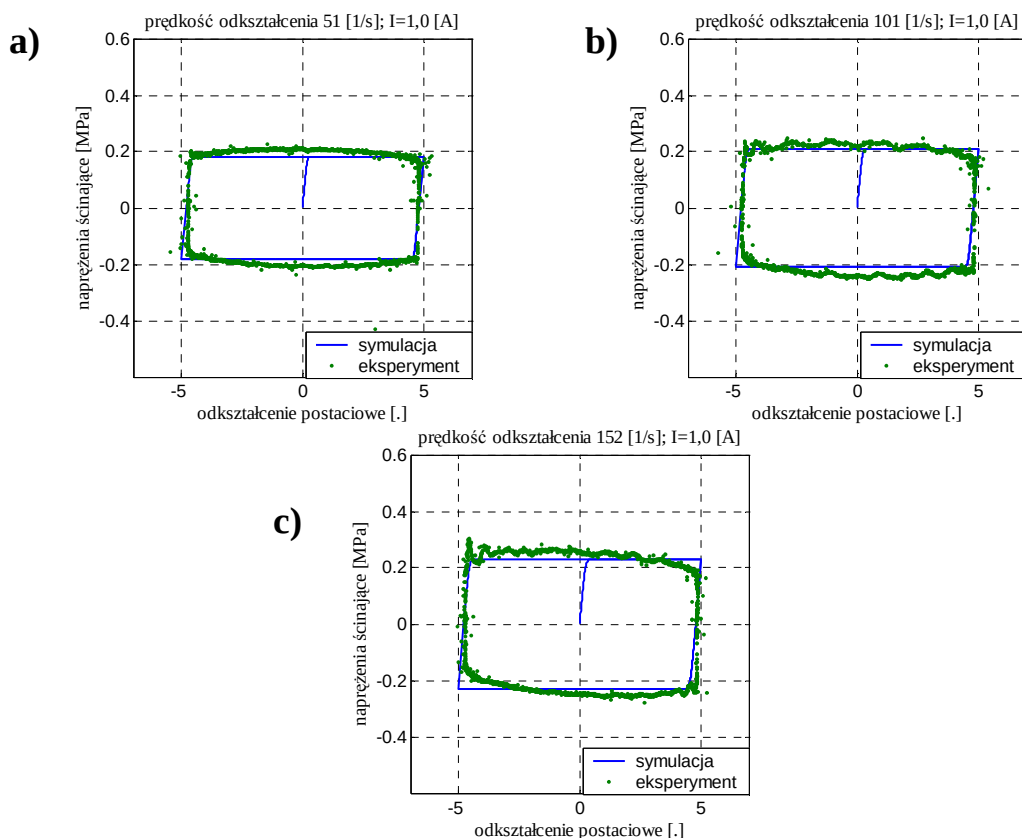
Rys. 2.26. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



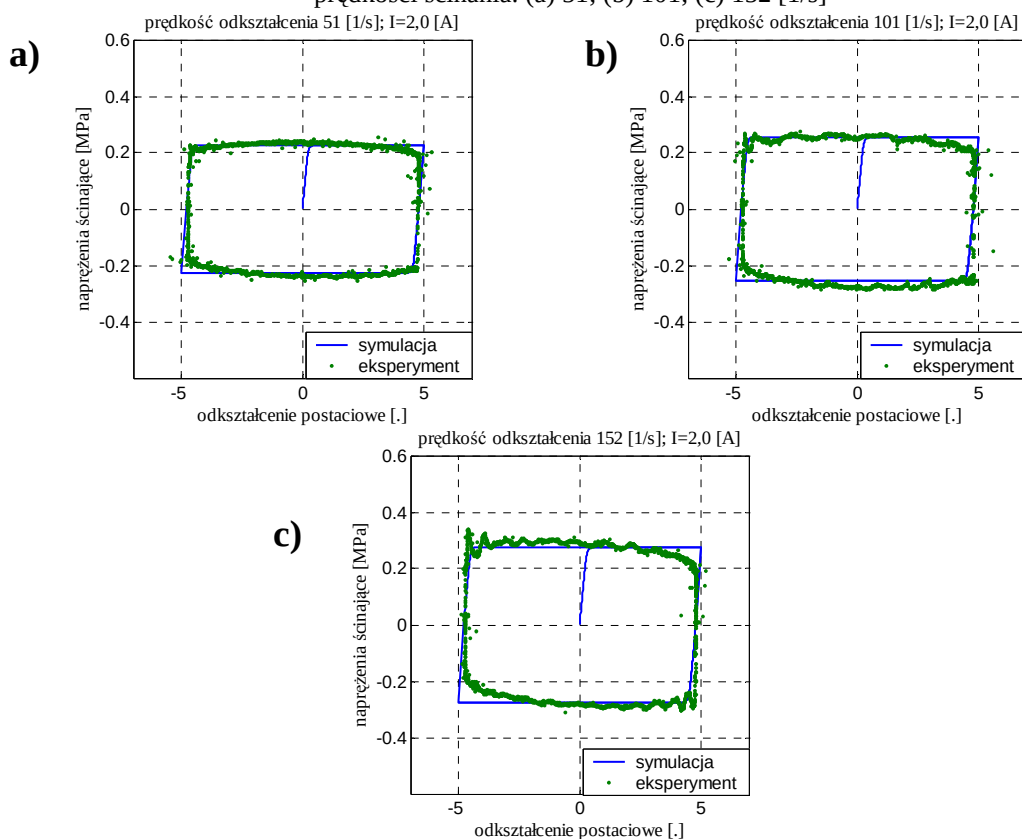
Rys. 2.27. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



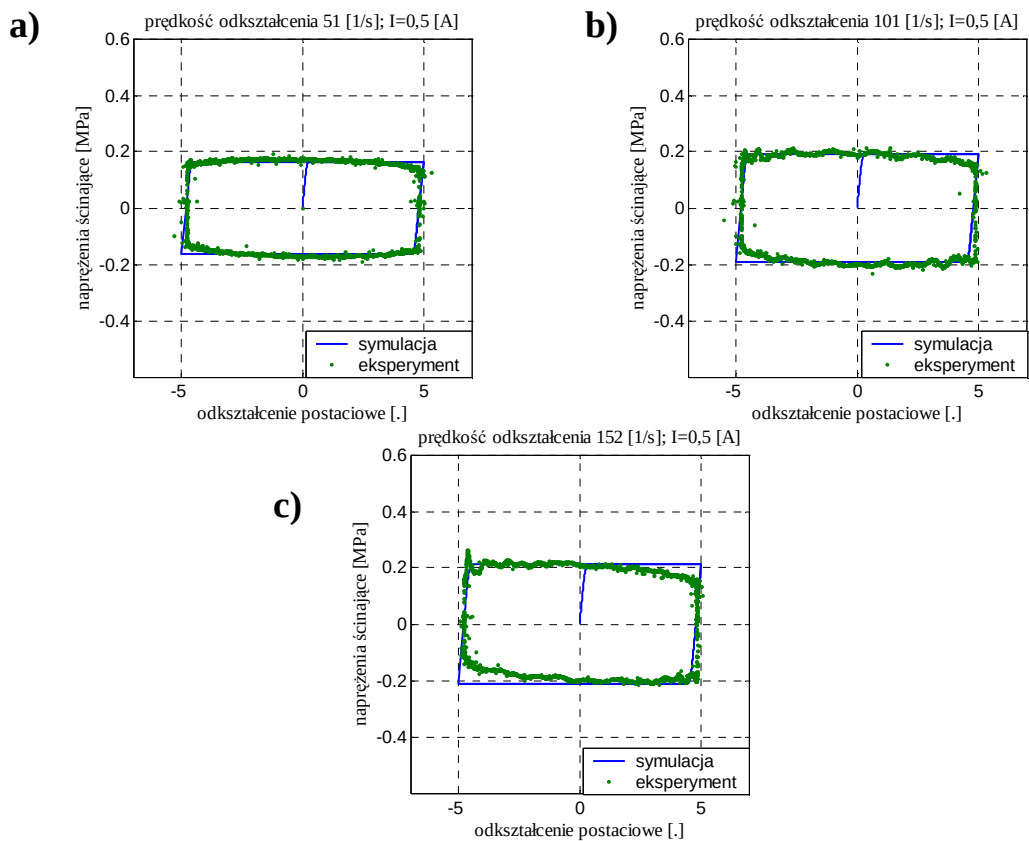
Rys. 2.28. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



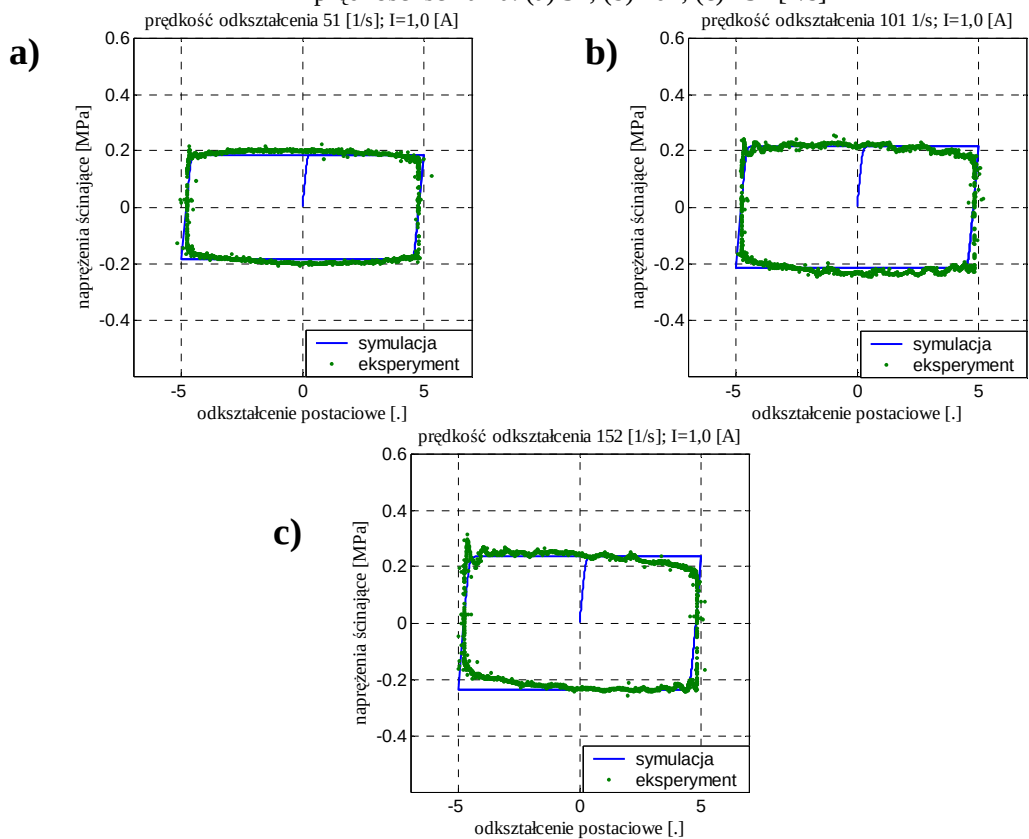
Rys. 2.29. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



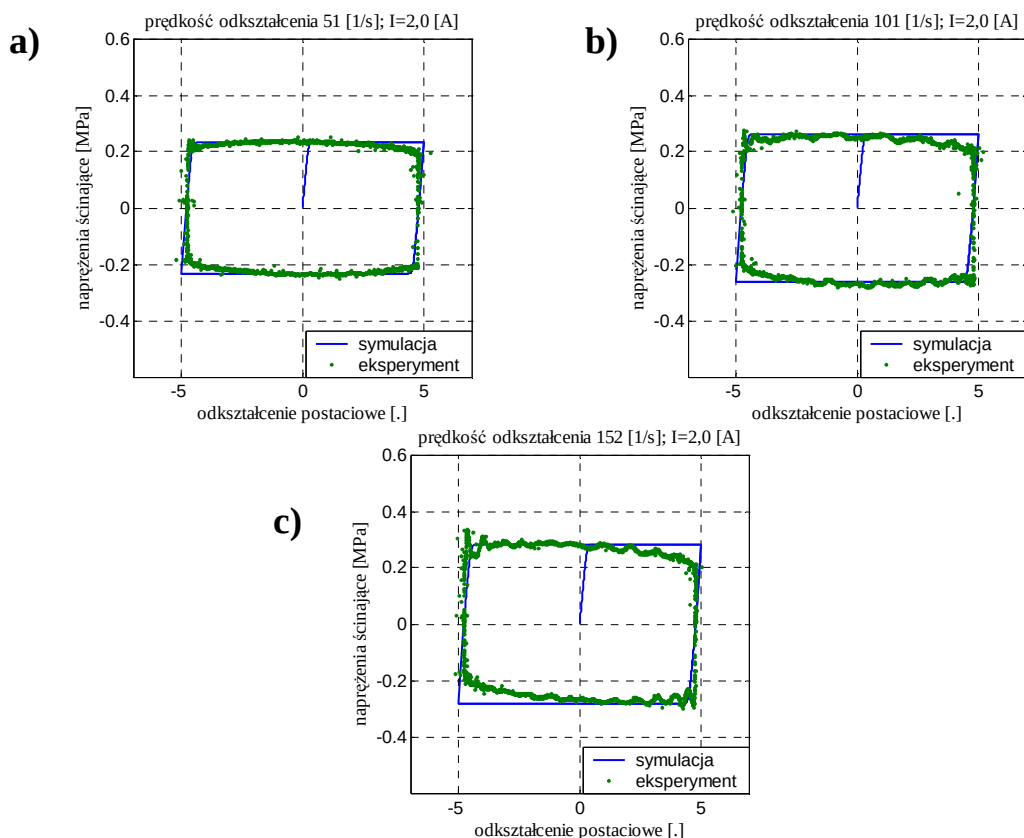
Rys. 2.30. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



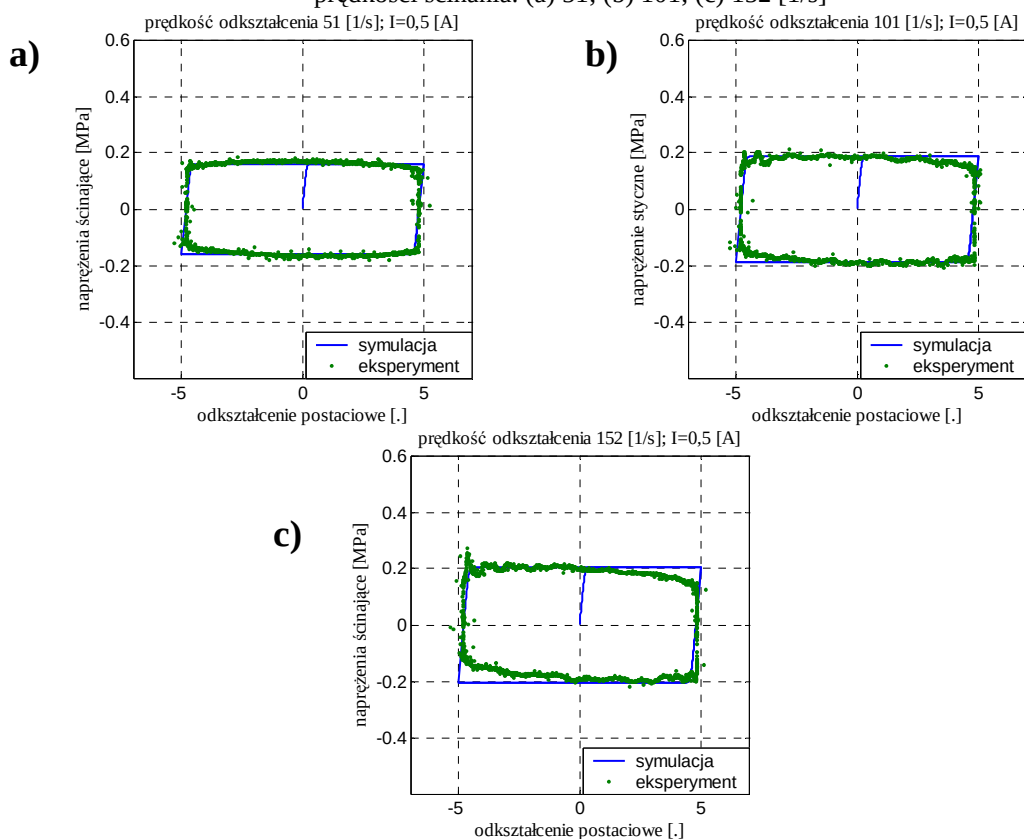
Rys. 2.31. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



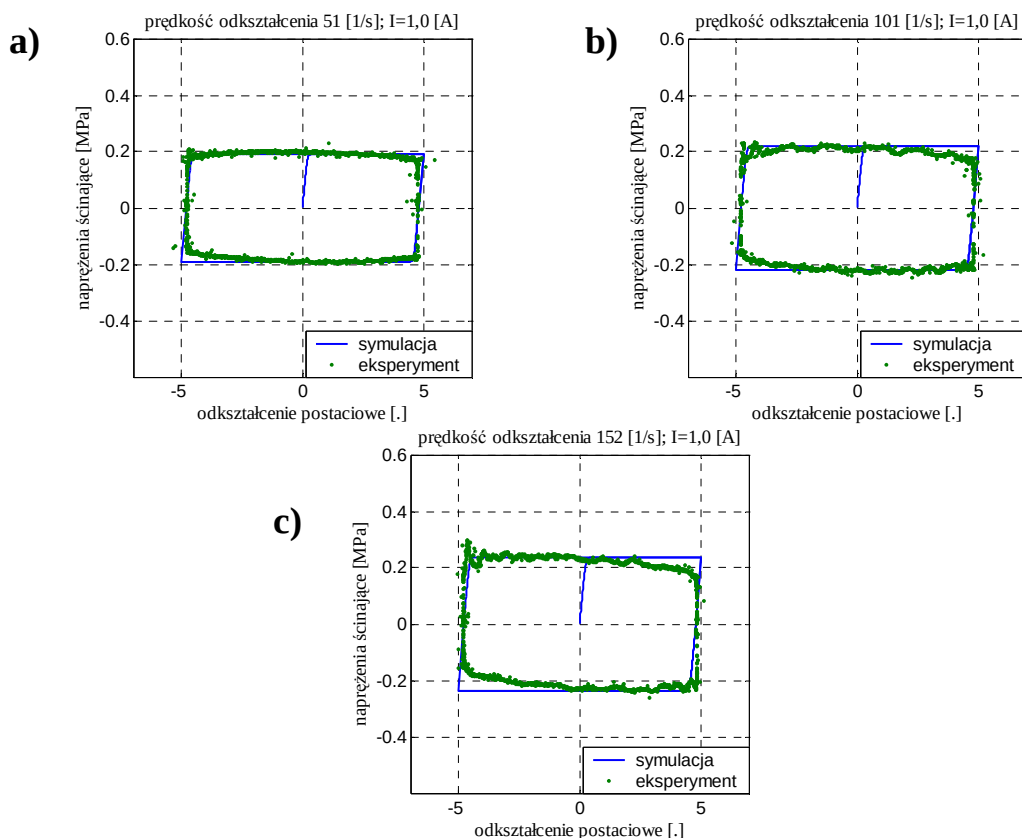
Rys. 2.32. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



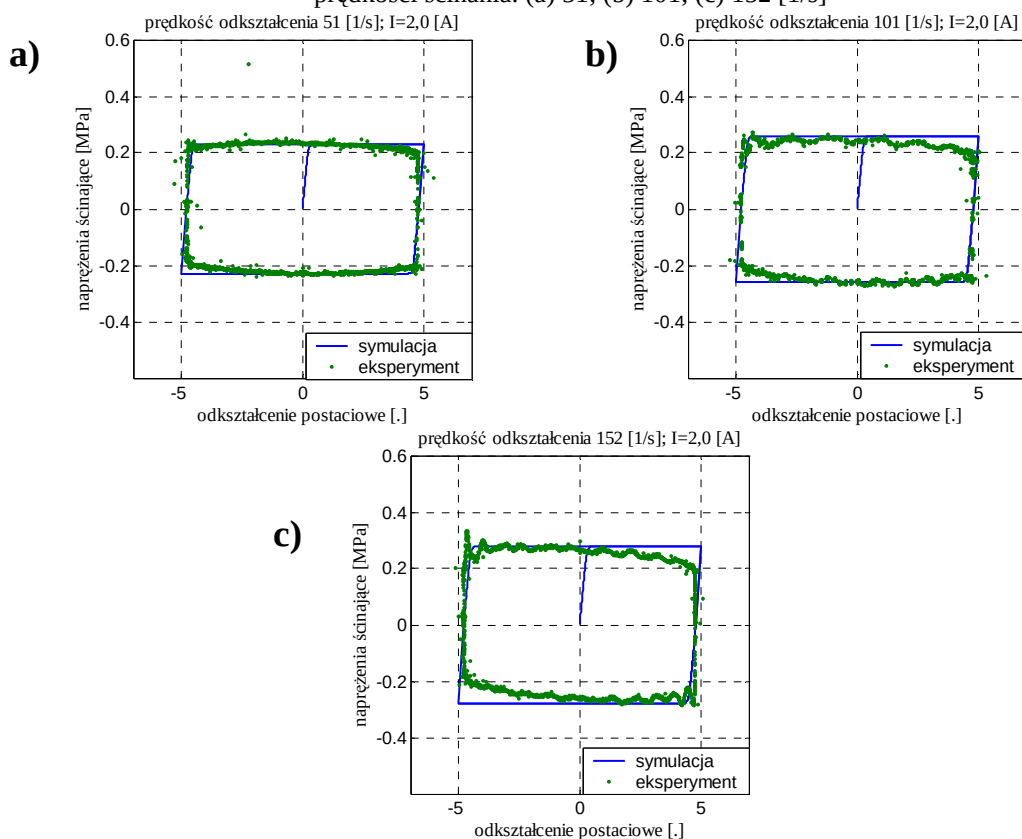
Rys. 2.33. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



Rys. 2.34. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



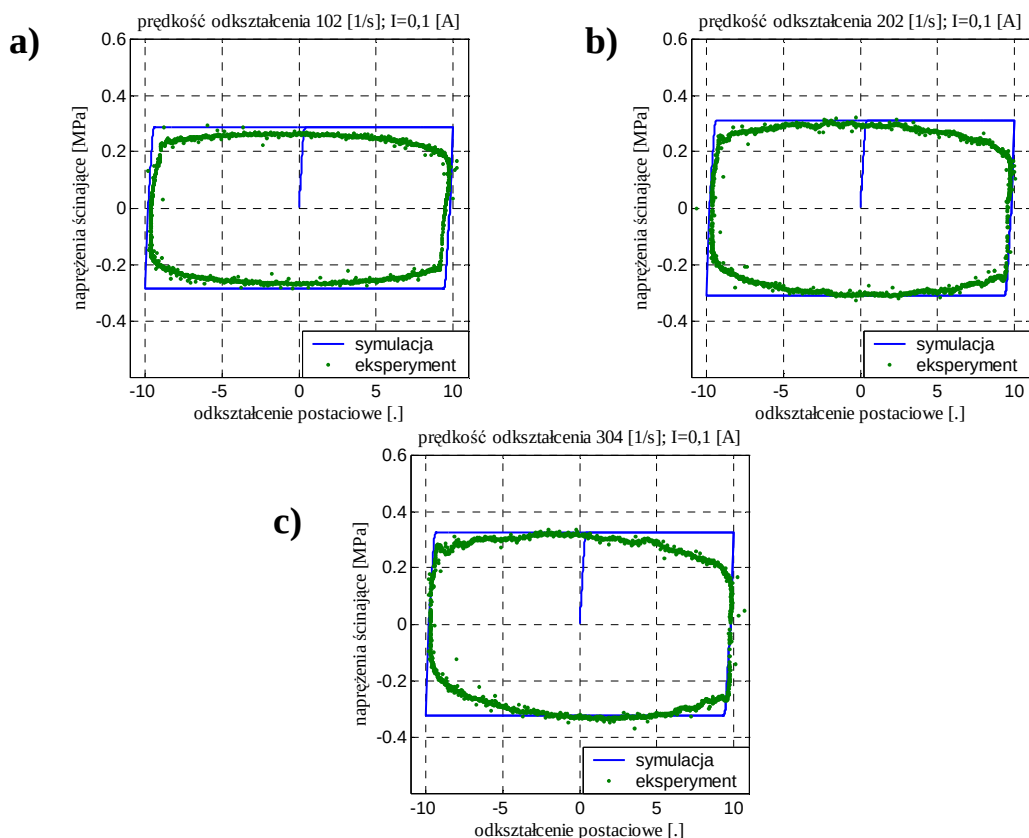
Rys. 2.35. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



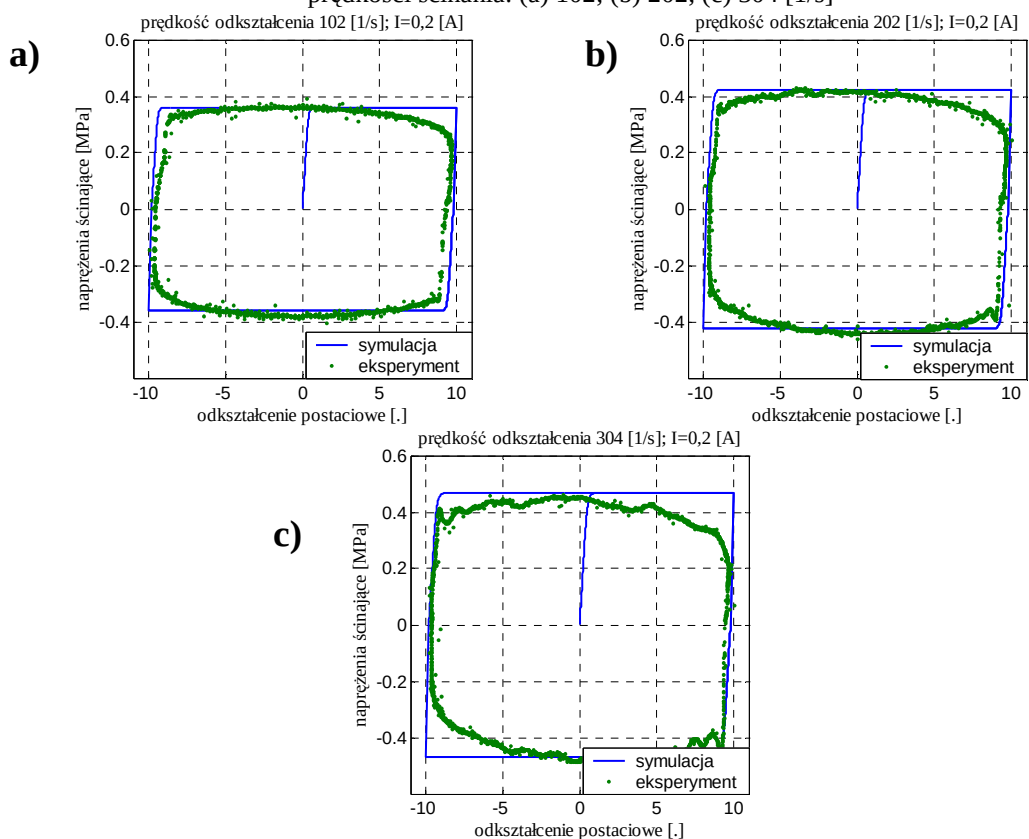
Rys. 2.36 Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]

Załącznik nr 3

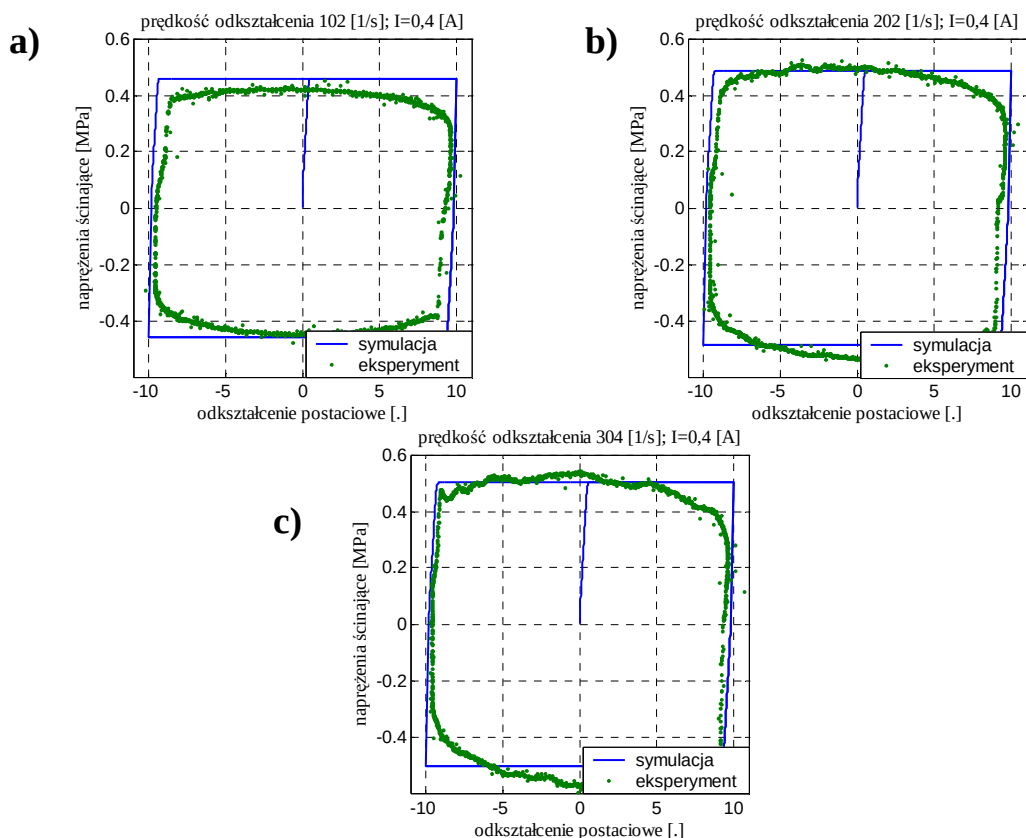
Wyniki numerycznej symulacji prawa
Perzyny, dotyczące cieczy MR
w tłumiku T-MR SiMR 132 DG



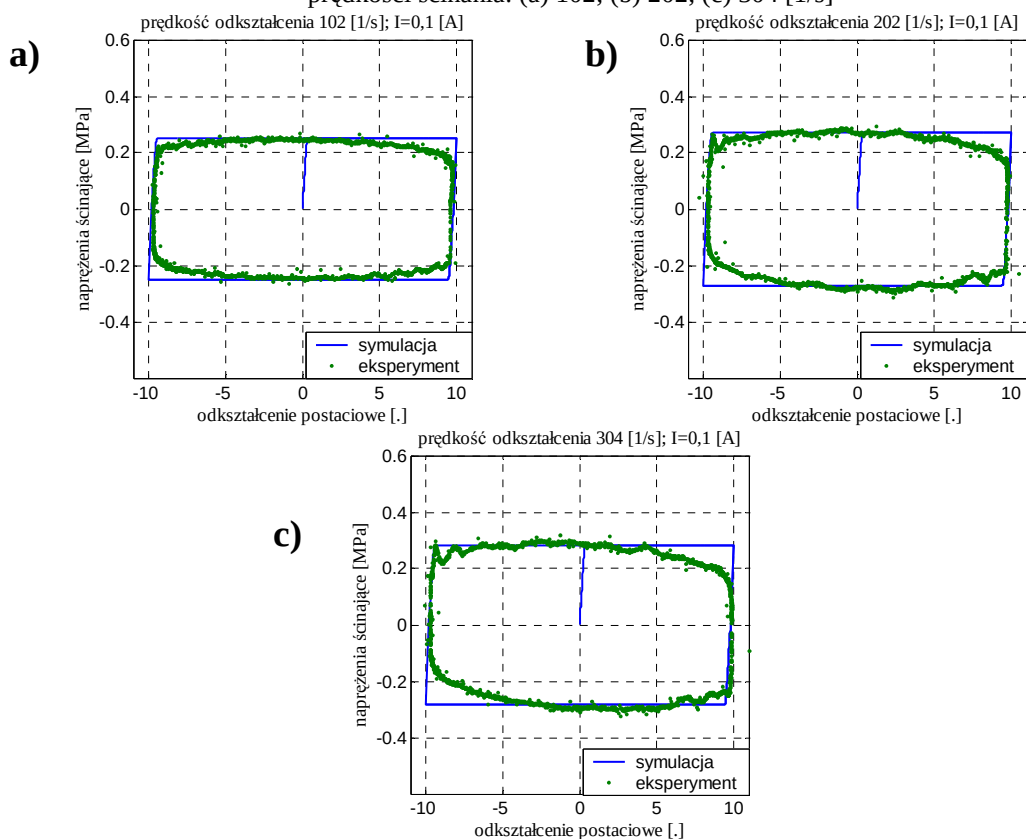
Rys. 3.1. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



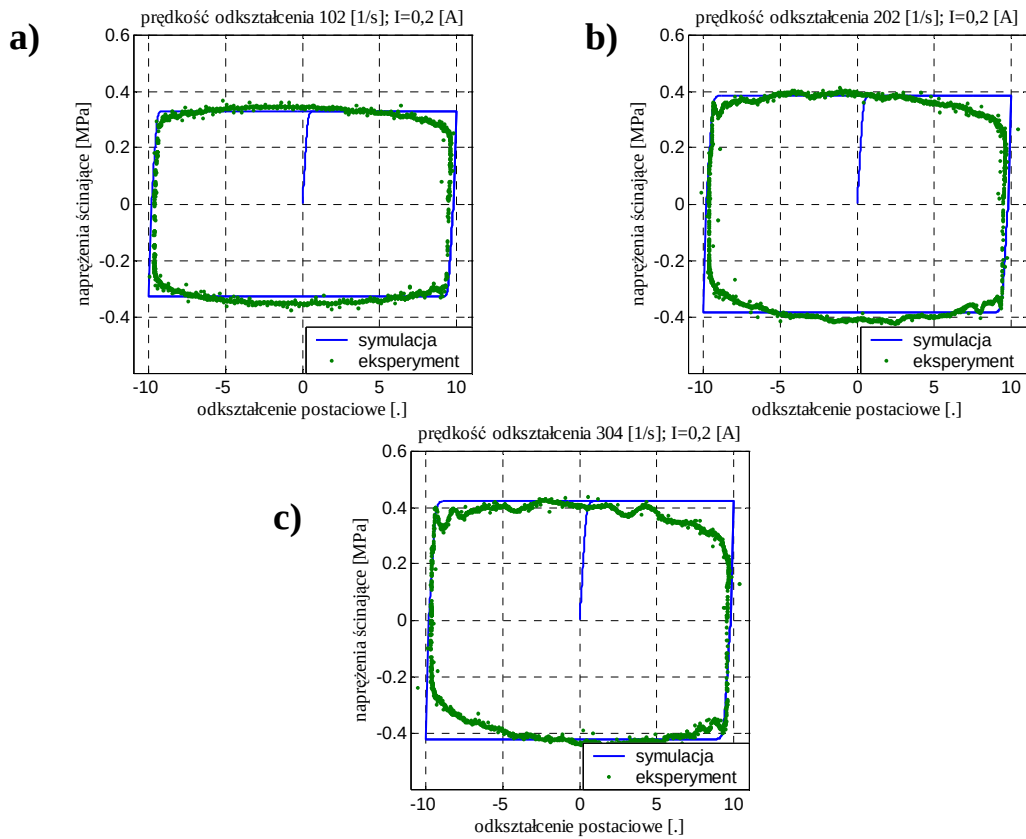
Rys. 3.2. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



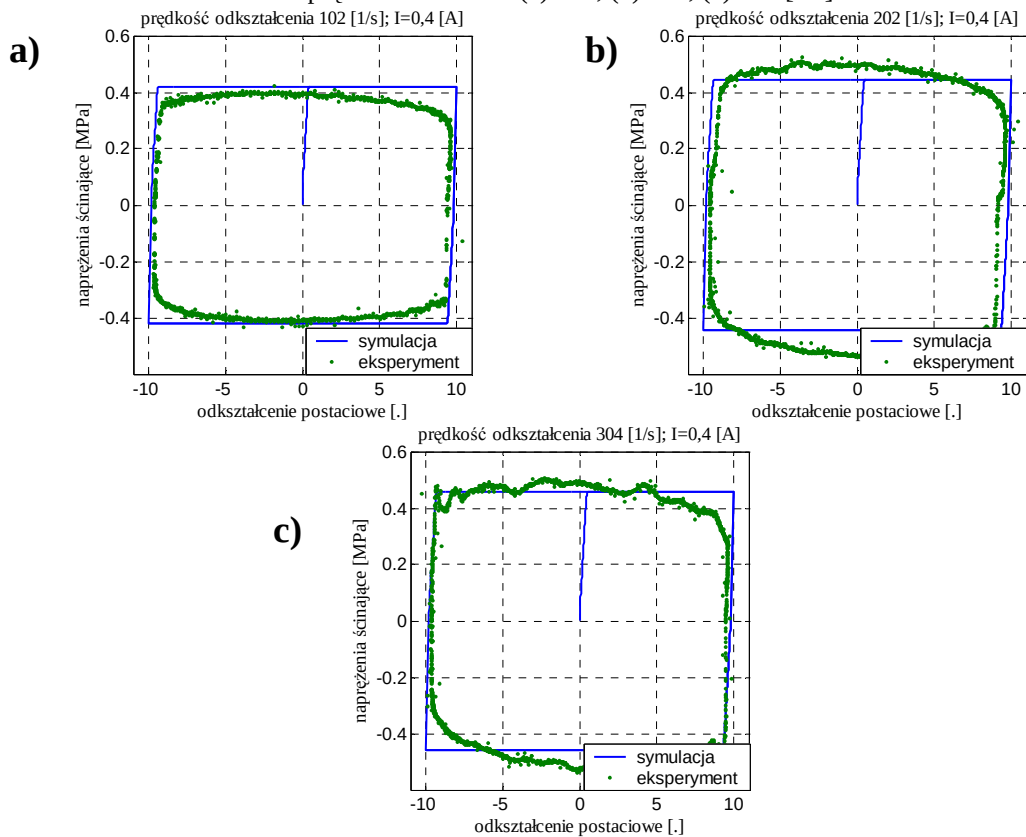
Rys. 3.3. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



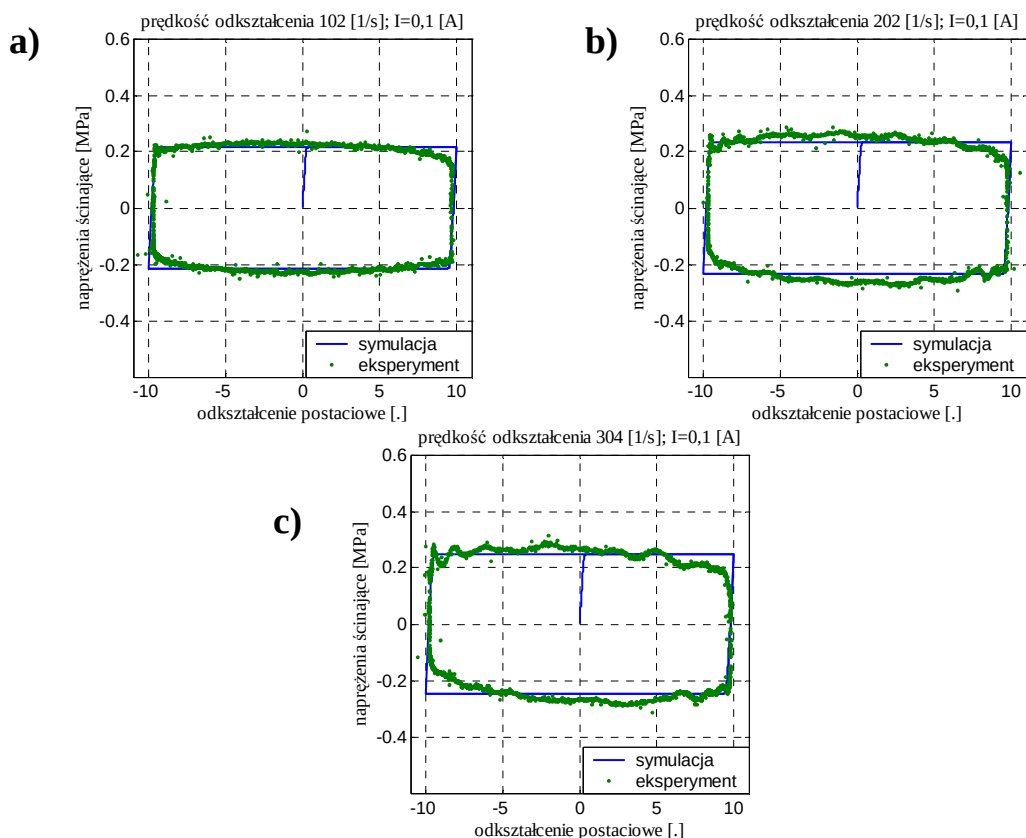
Rys. 3.4. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



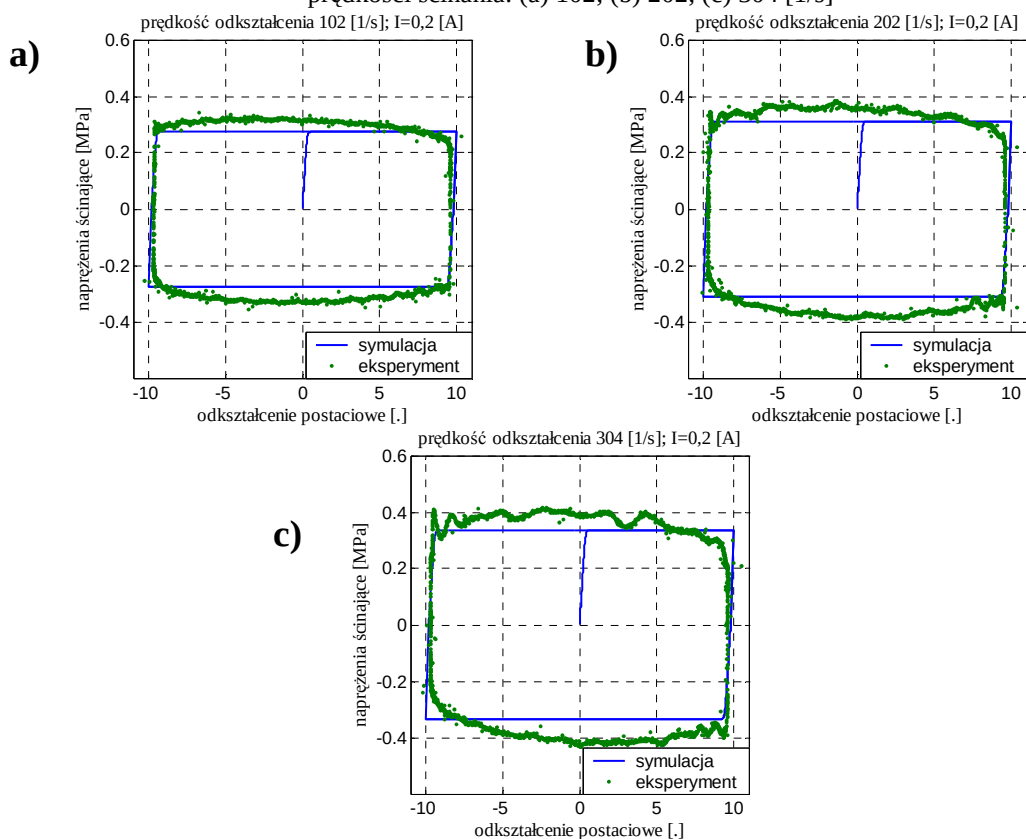
Rys. 3.5. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



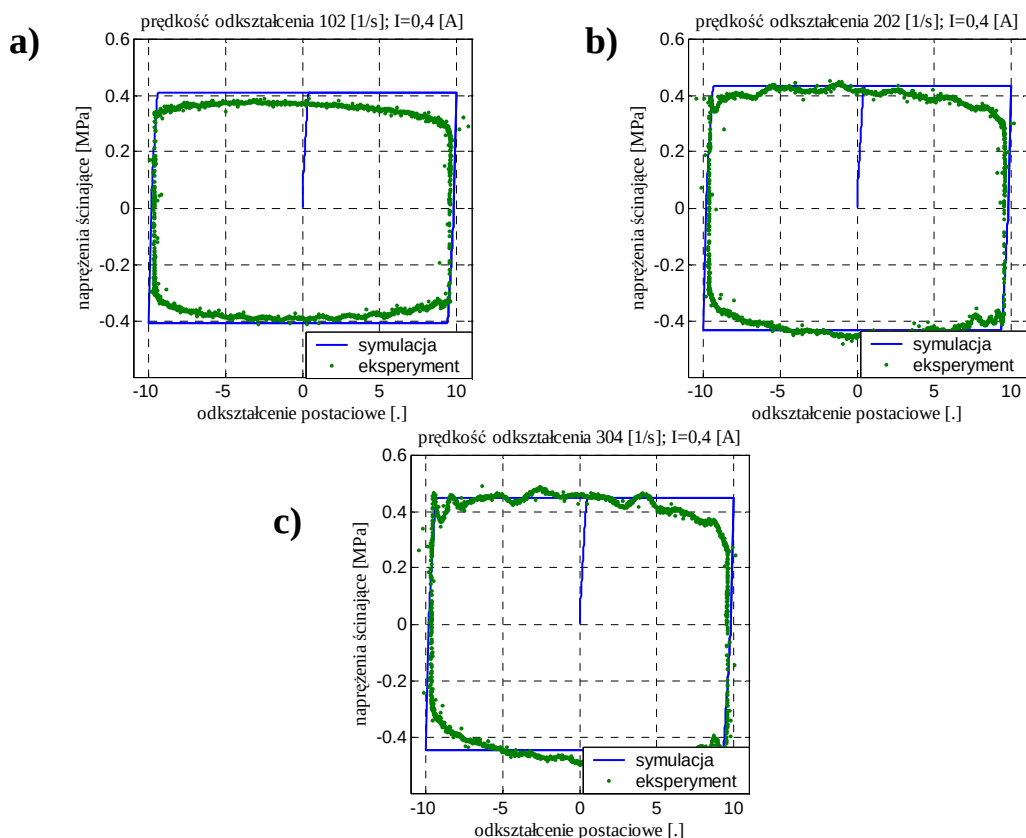
Rys. 3.6. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



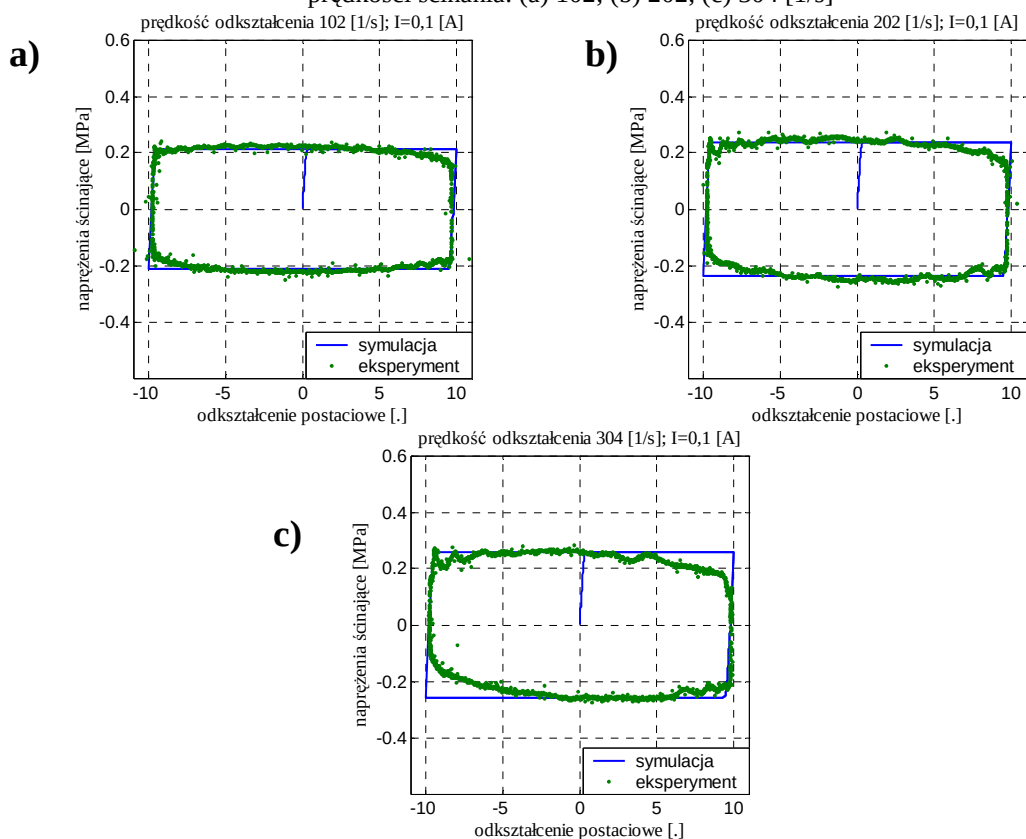
Rys. 3.7. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



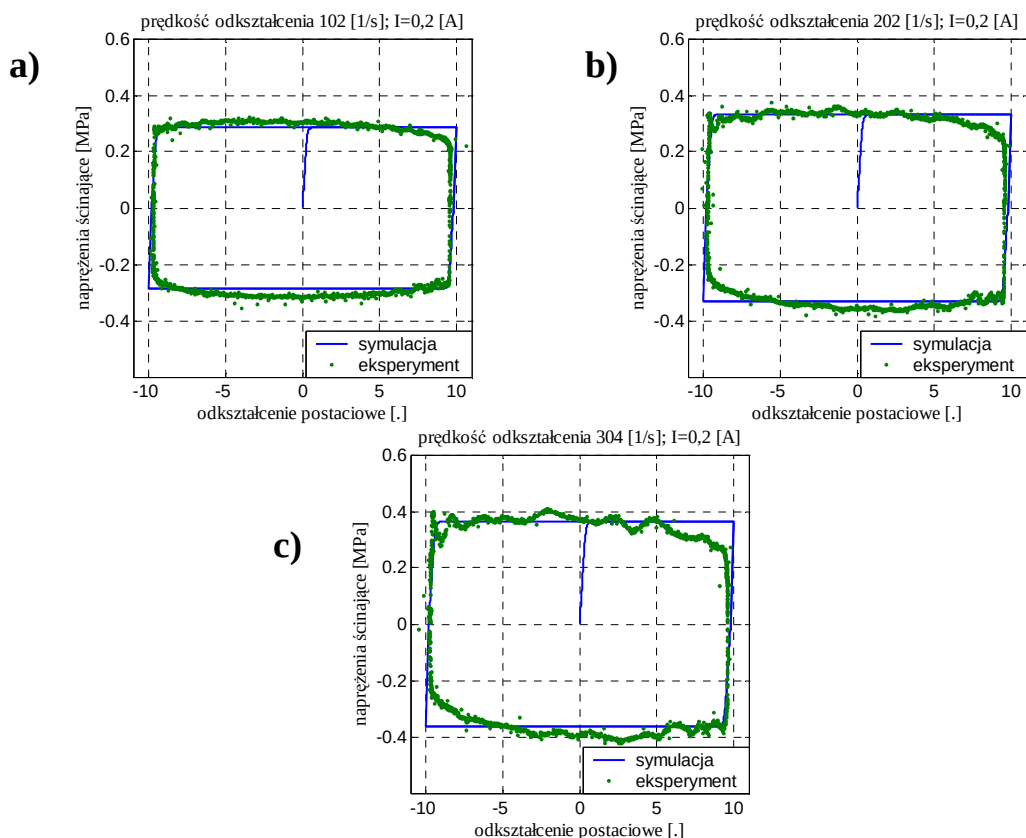
Rys. 3.8. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



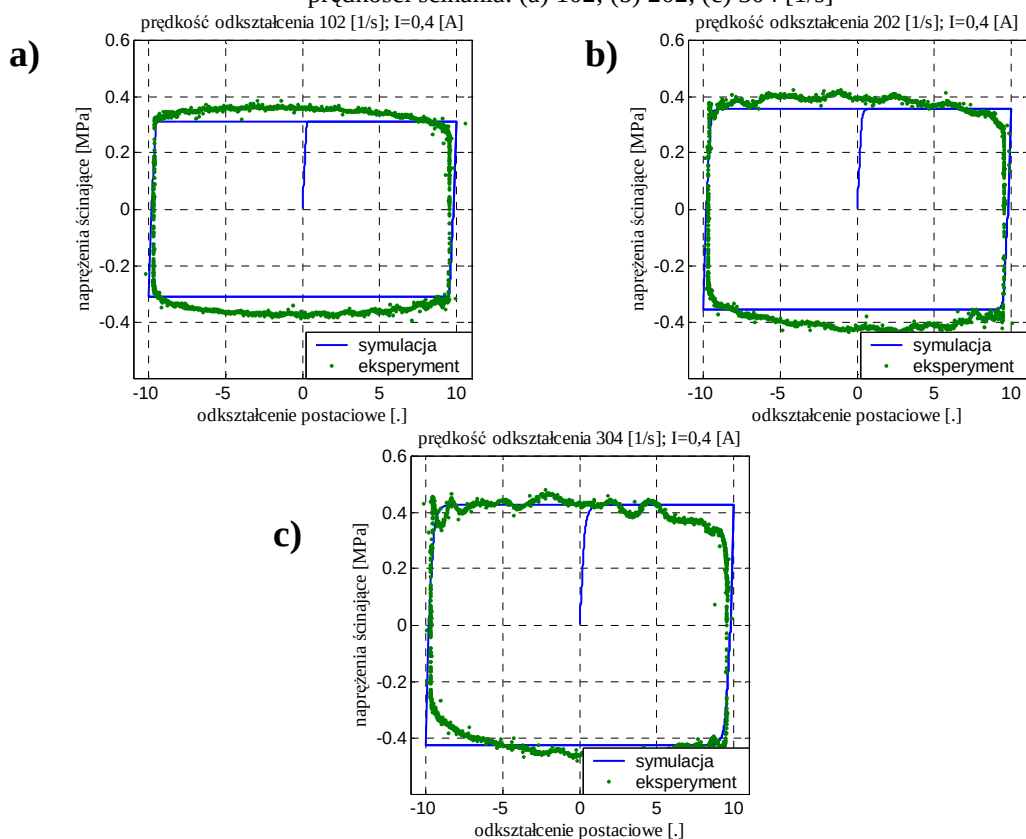
Rys. 3.9. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



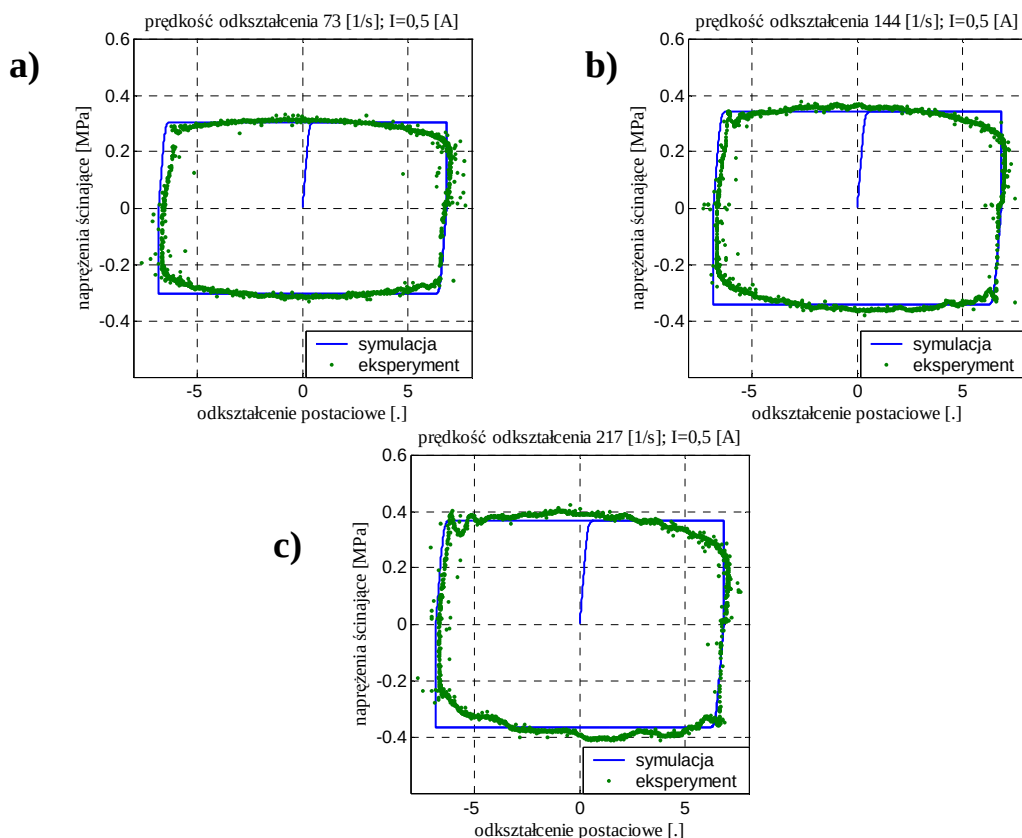
Rys. 3.10. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,1 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



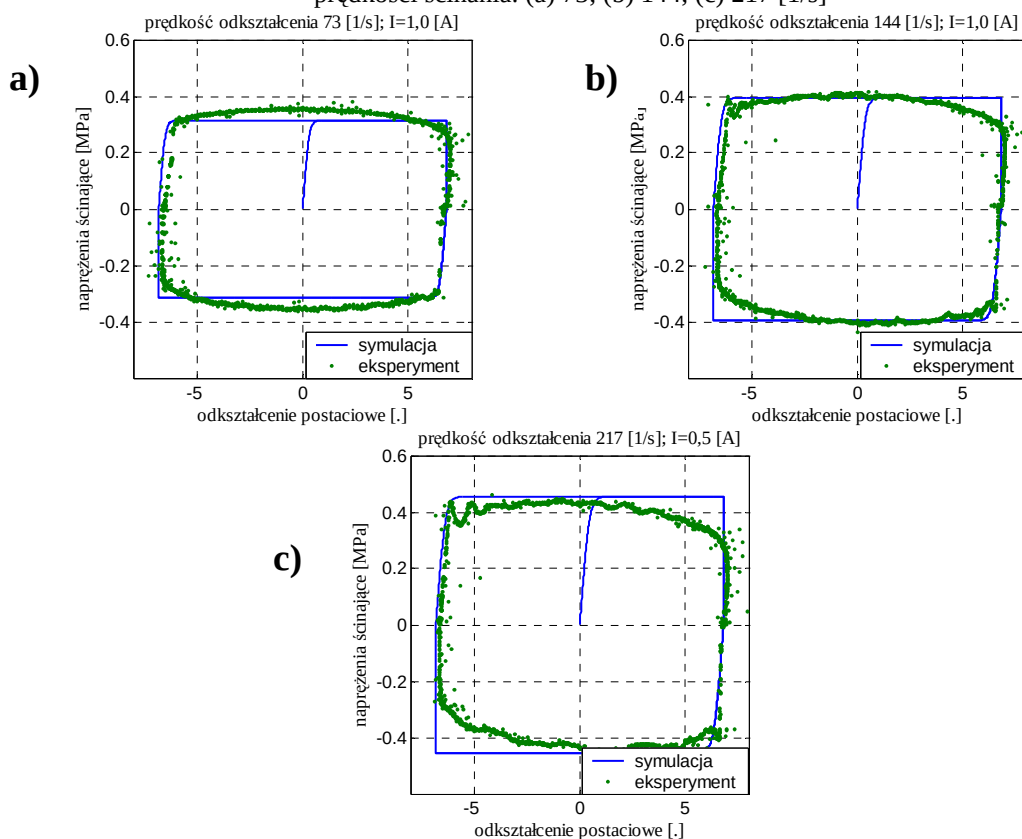
Rys. 3.11. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



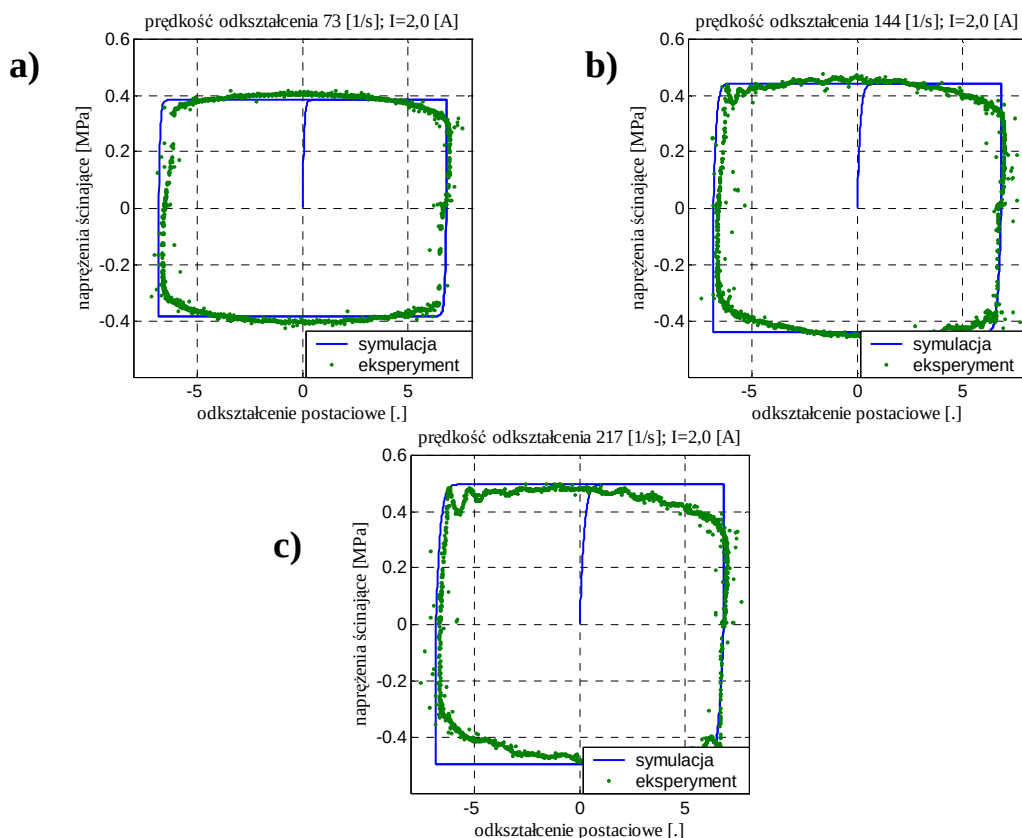
Rys. 3.12. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 102; (b) 202; (c) 304 [1/s]



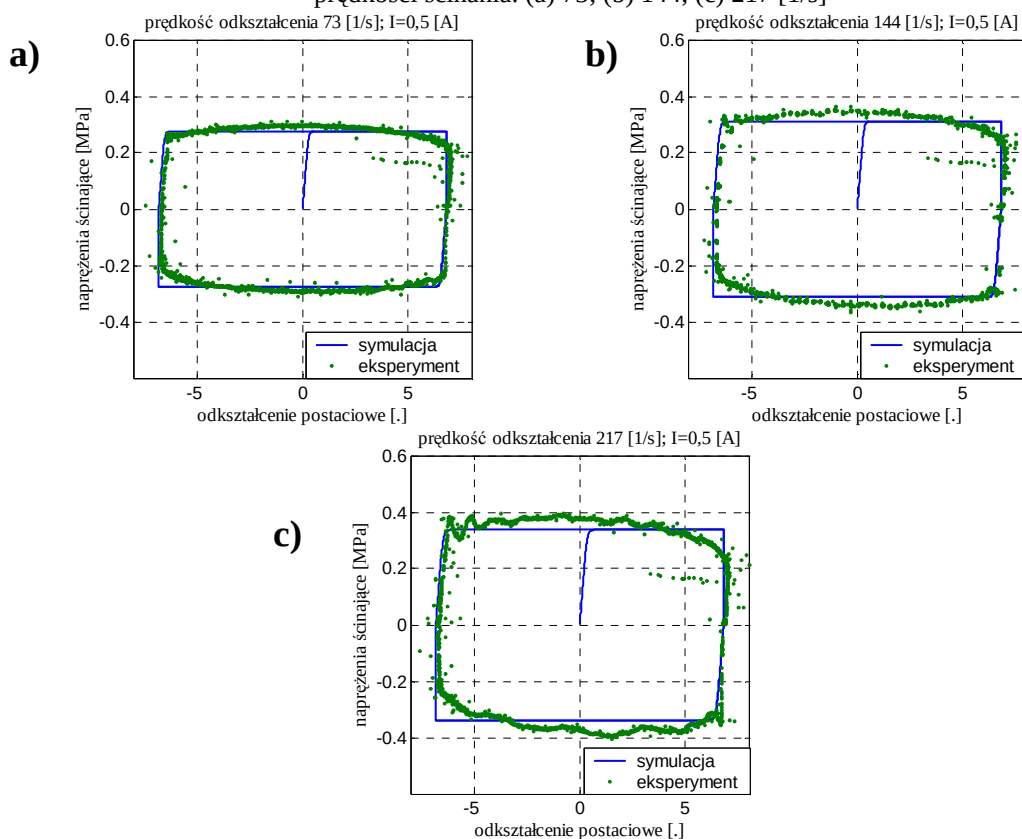
Rys. 3.13. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



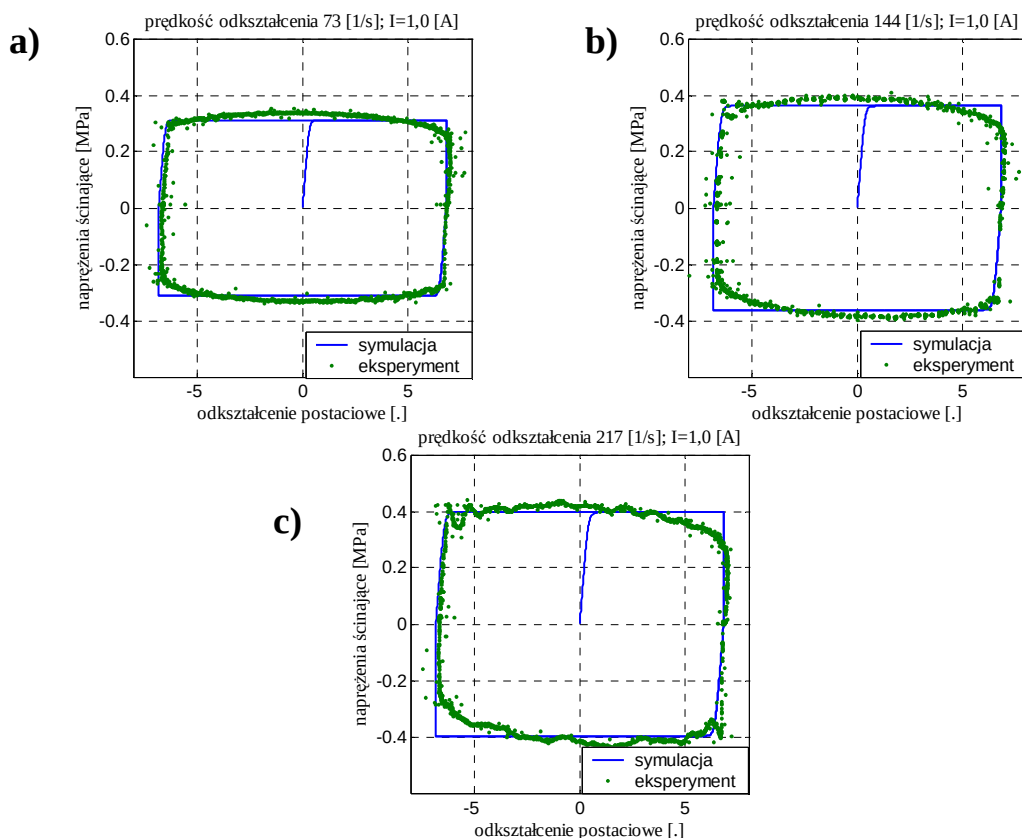
Rys. 3.14. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



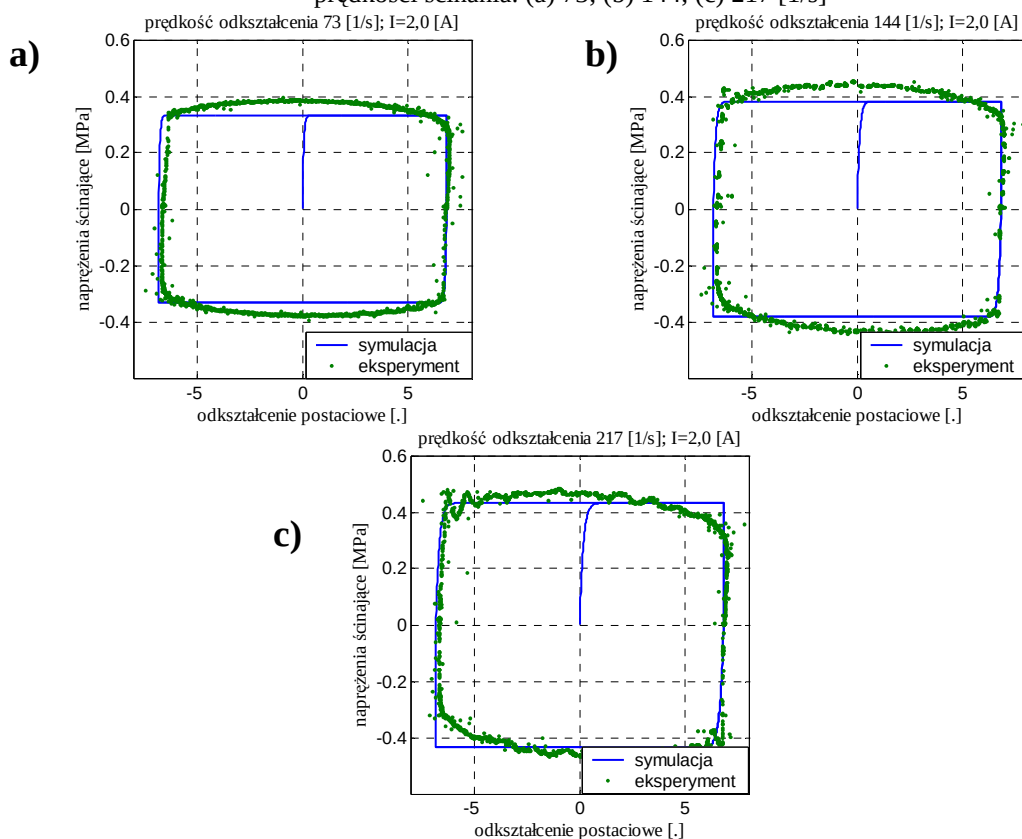
Rys. 3.15. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



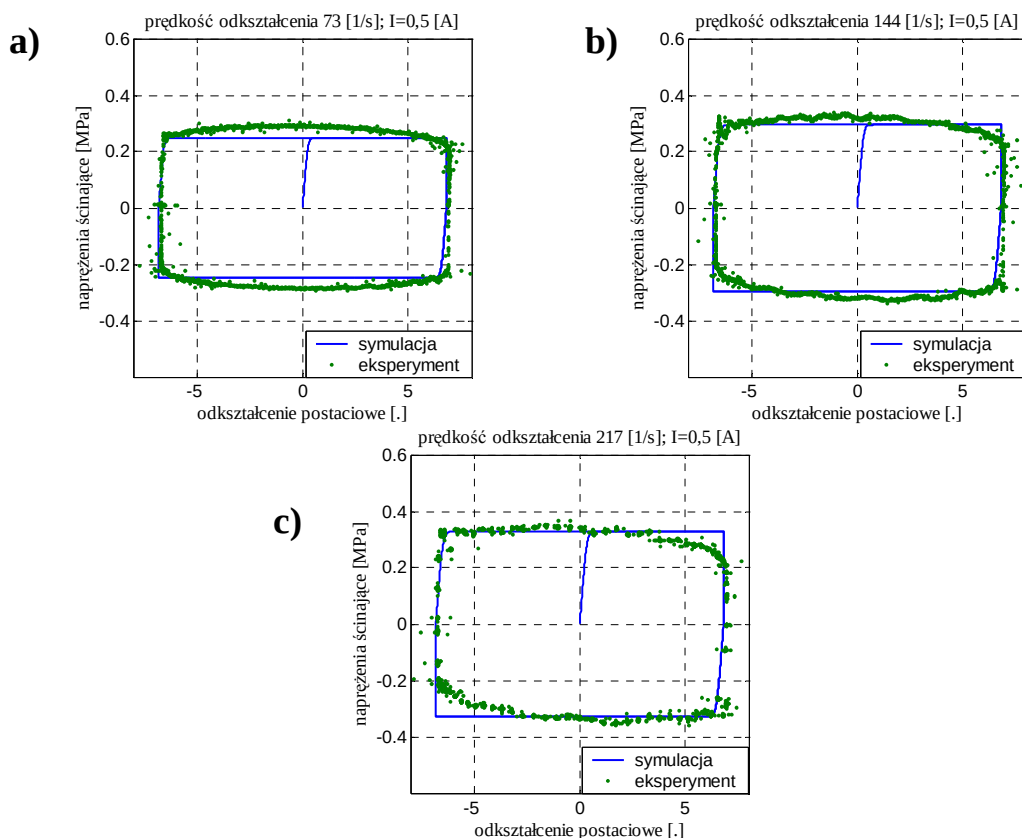
Rys. 3.16. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



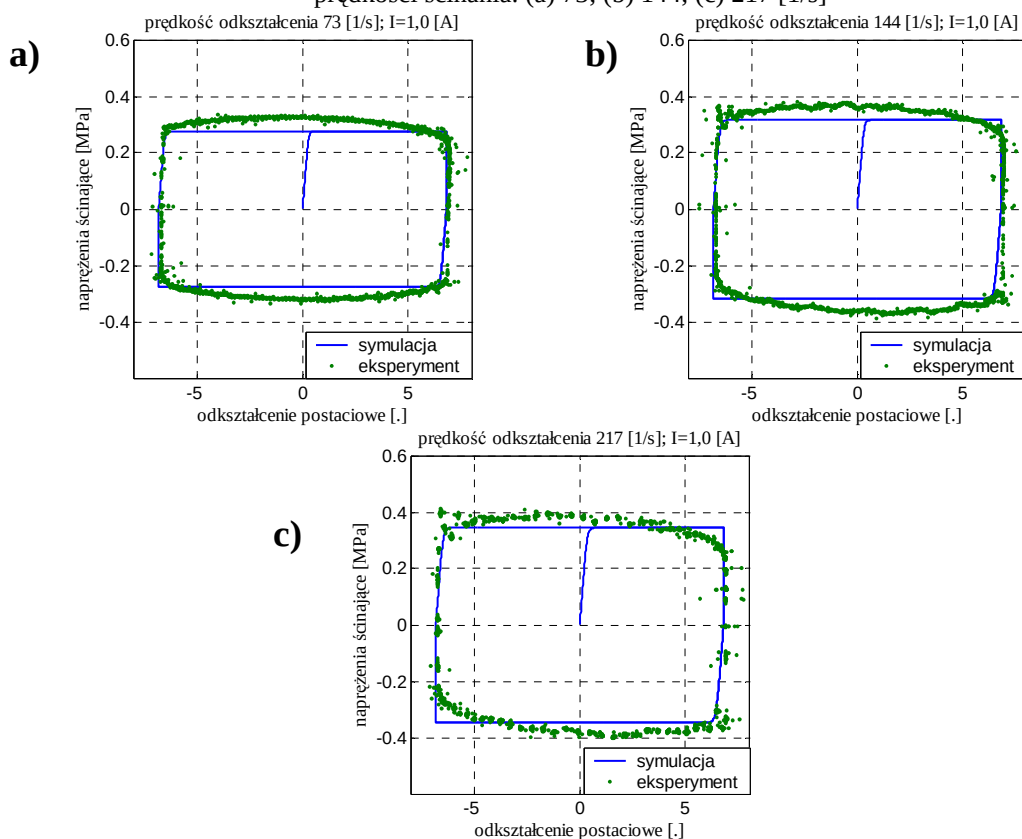
Rys. 3.17. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



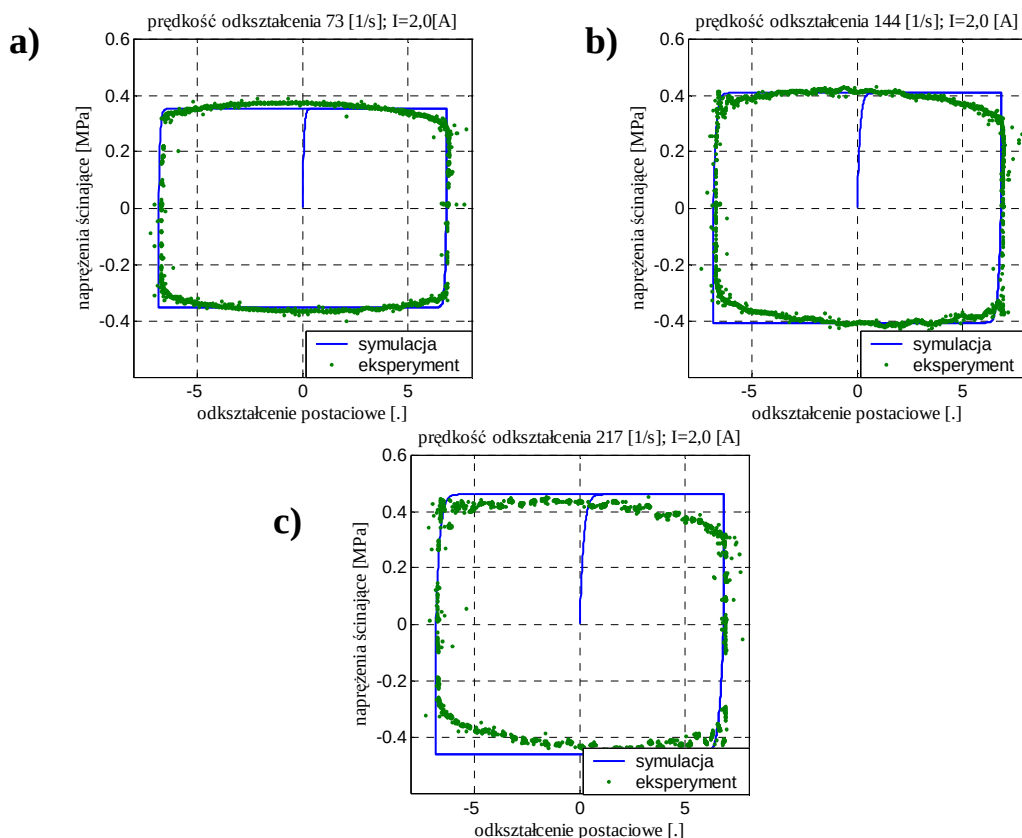
Rys. 3.18. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



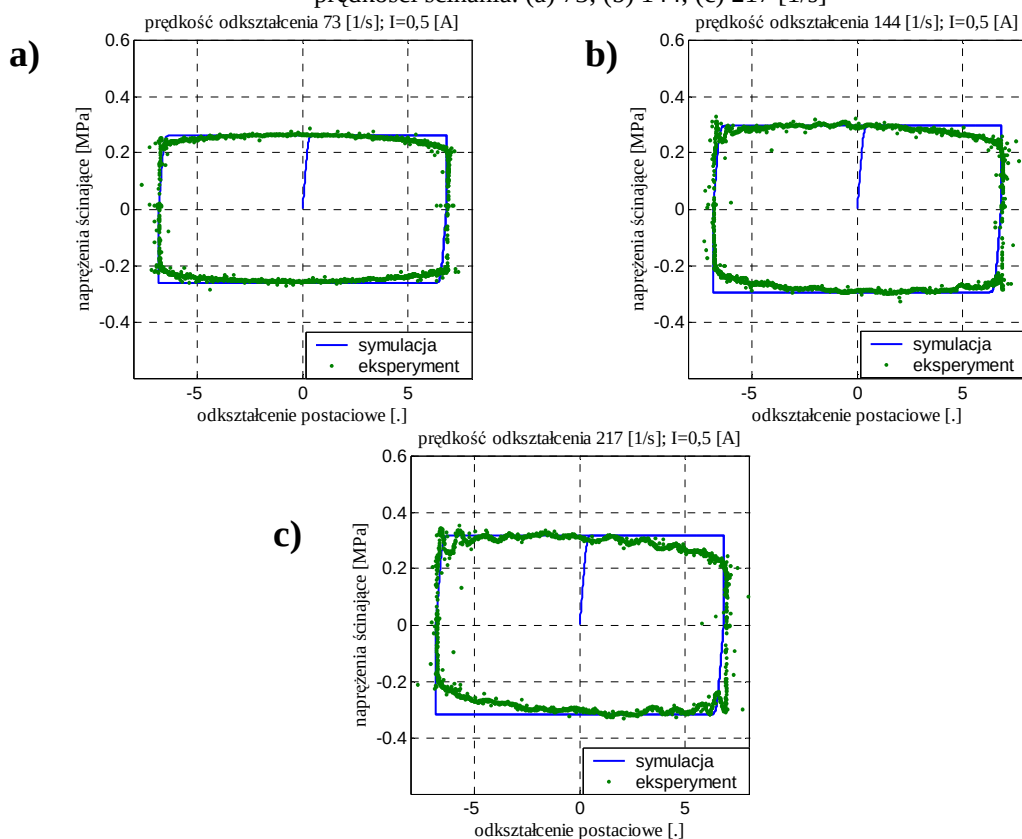
Rys. 3.19. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



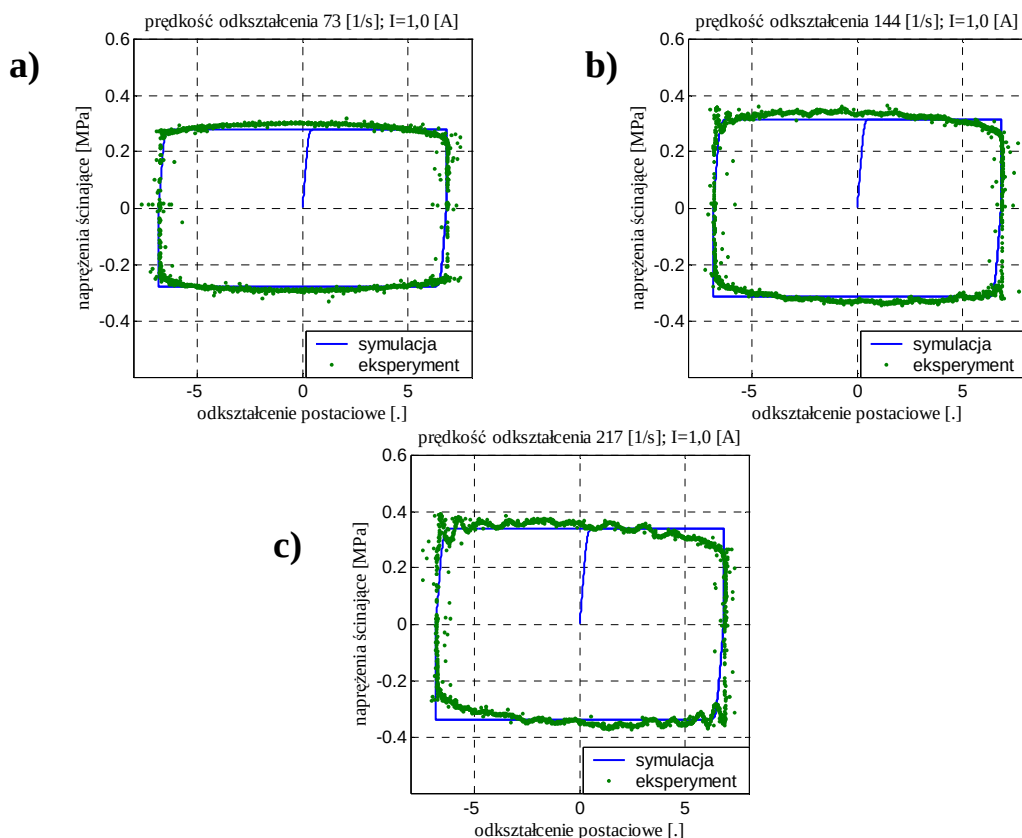
Rys. 3.20. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



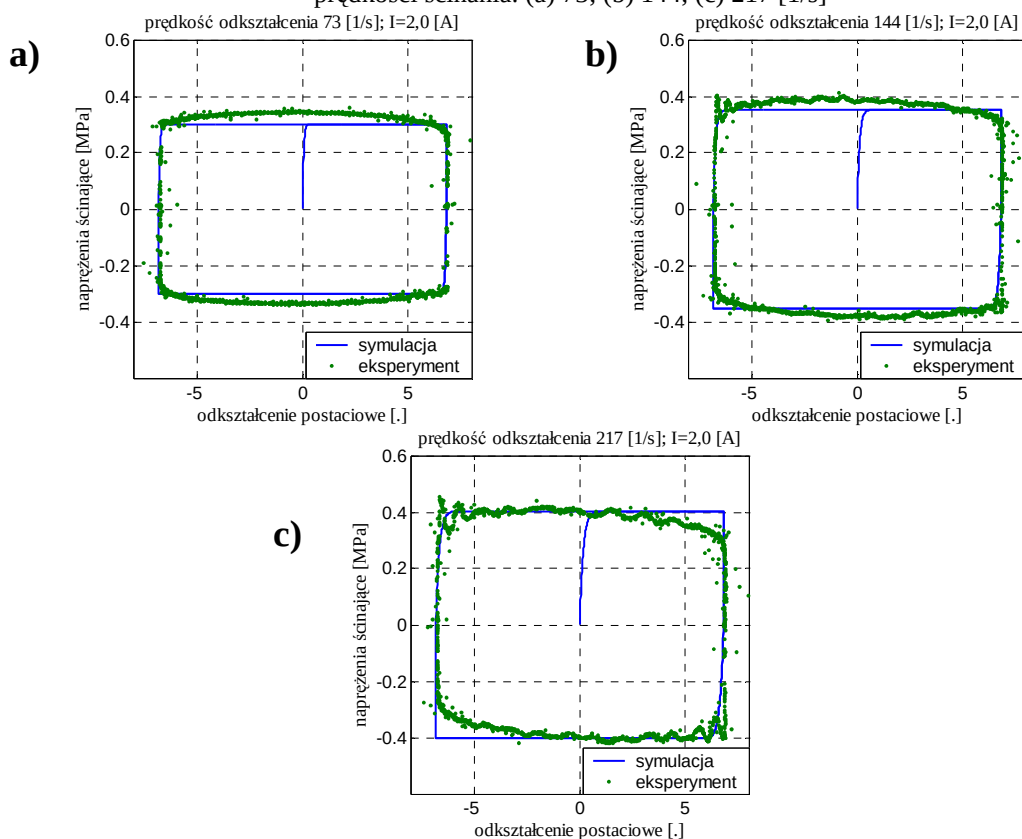
Rys. 3.21. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



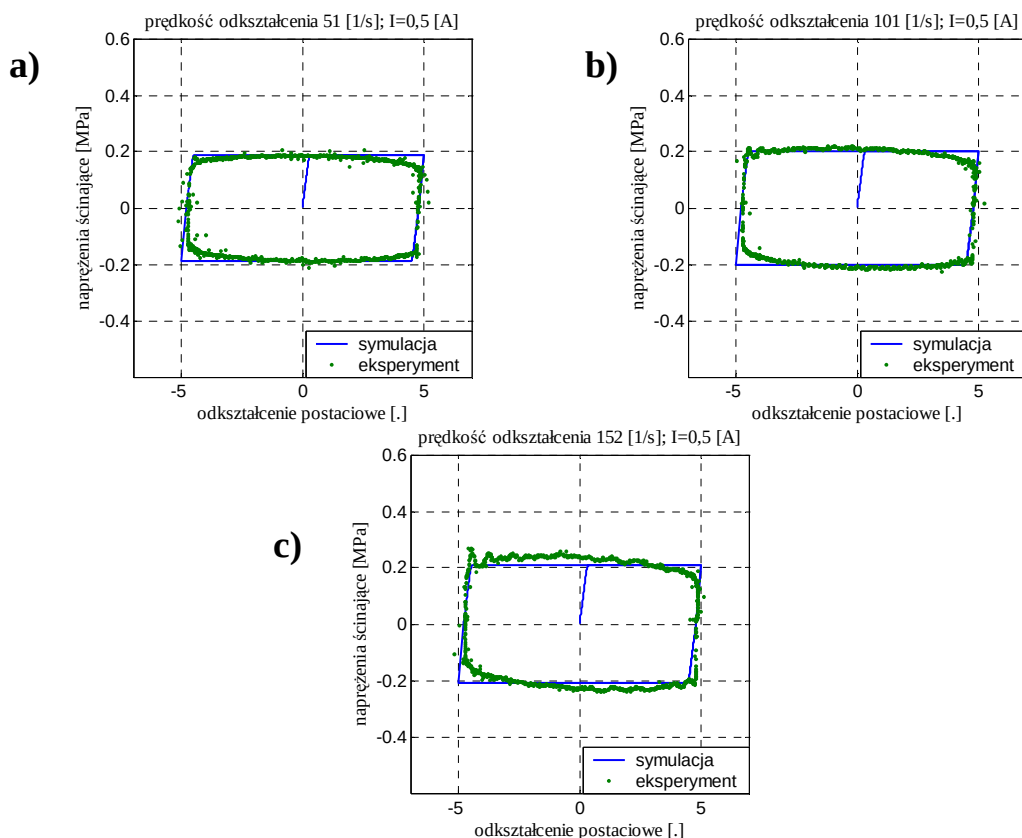
Rys. 3.22. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



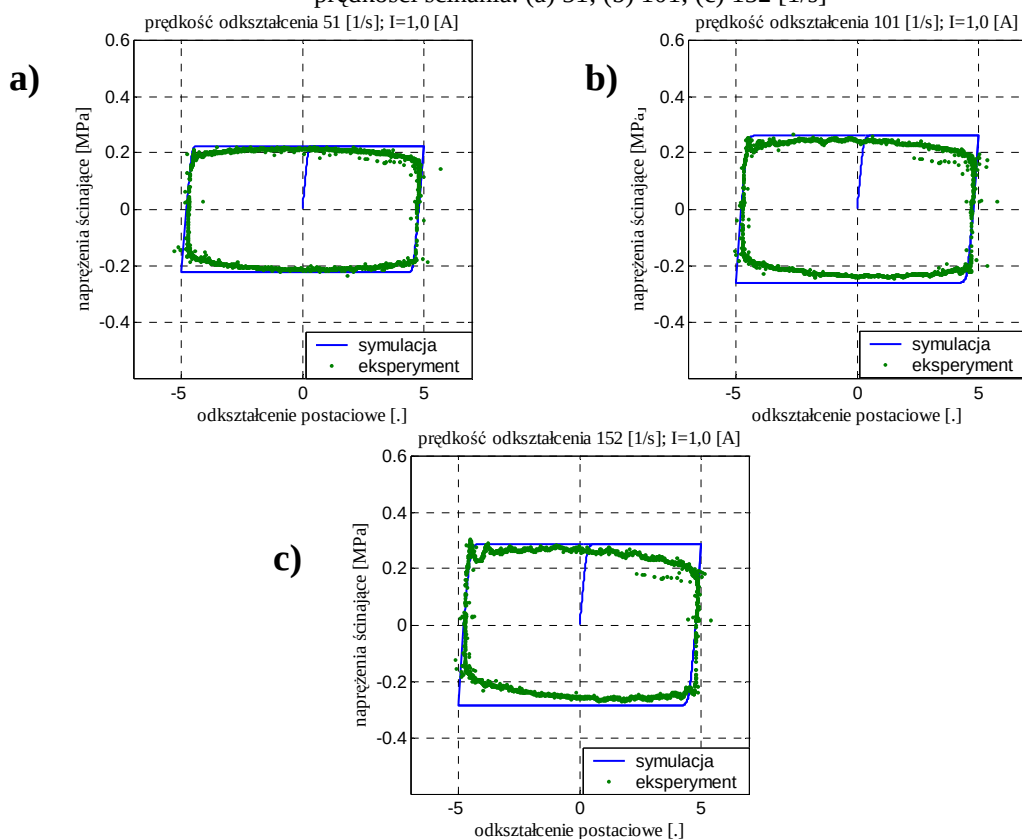
Rys. 3.23. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



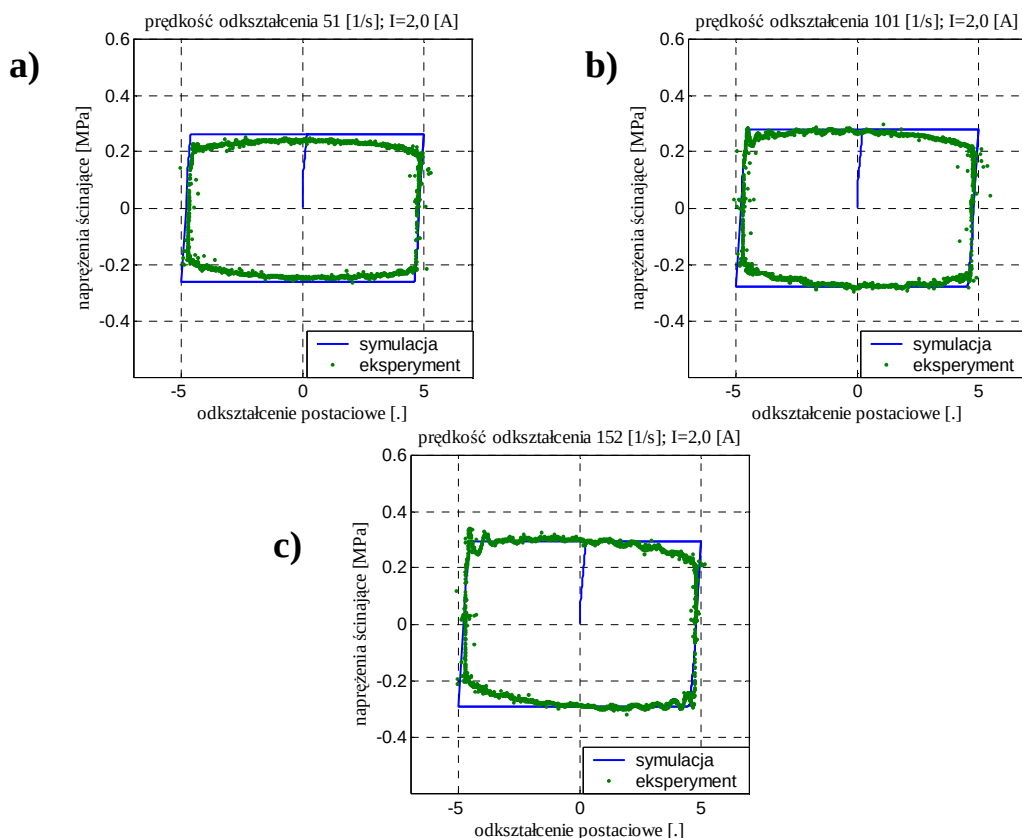
Rys. 3.24. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 7×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 73; (b) 144; (c) 217 [1/s]



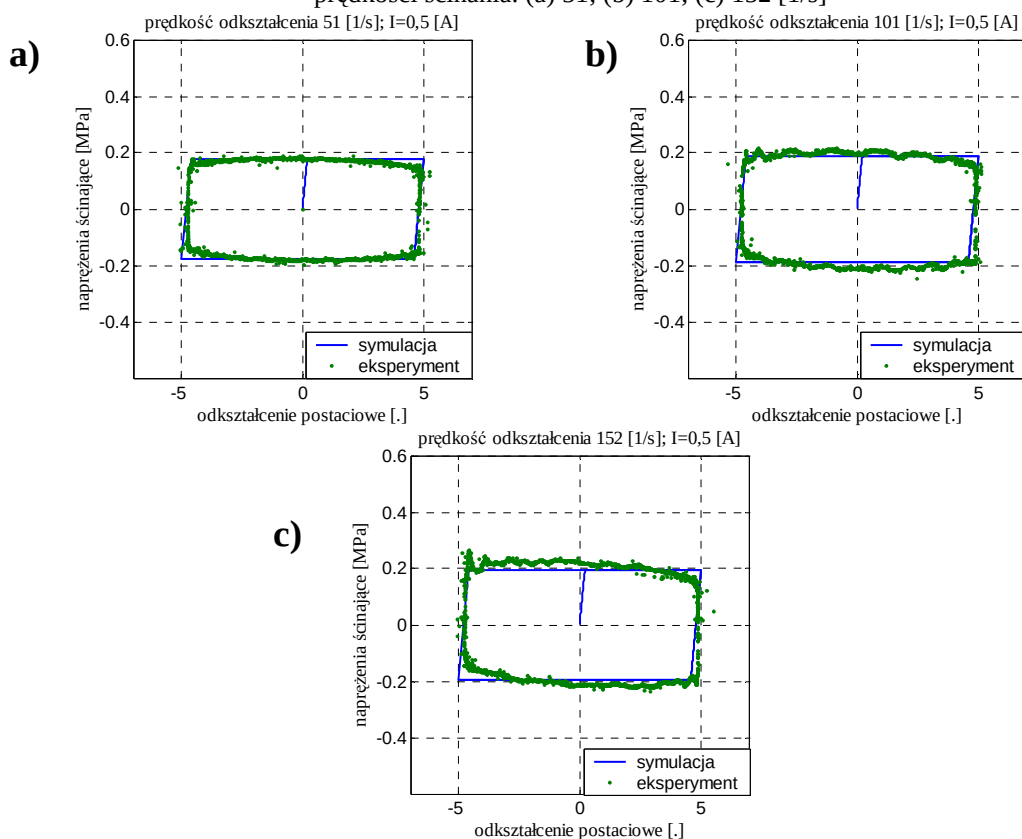
Rys. 3.25. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



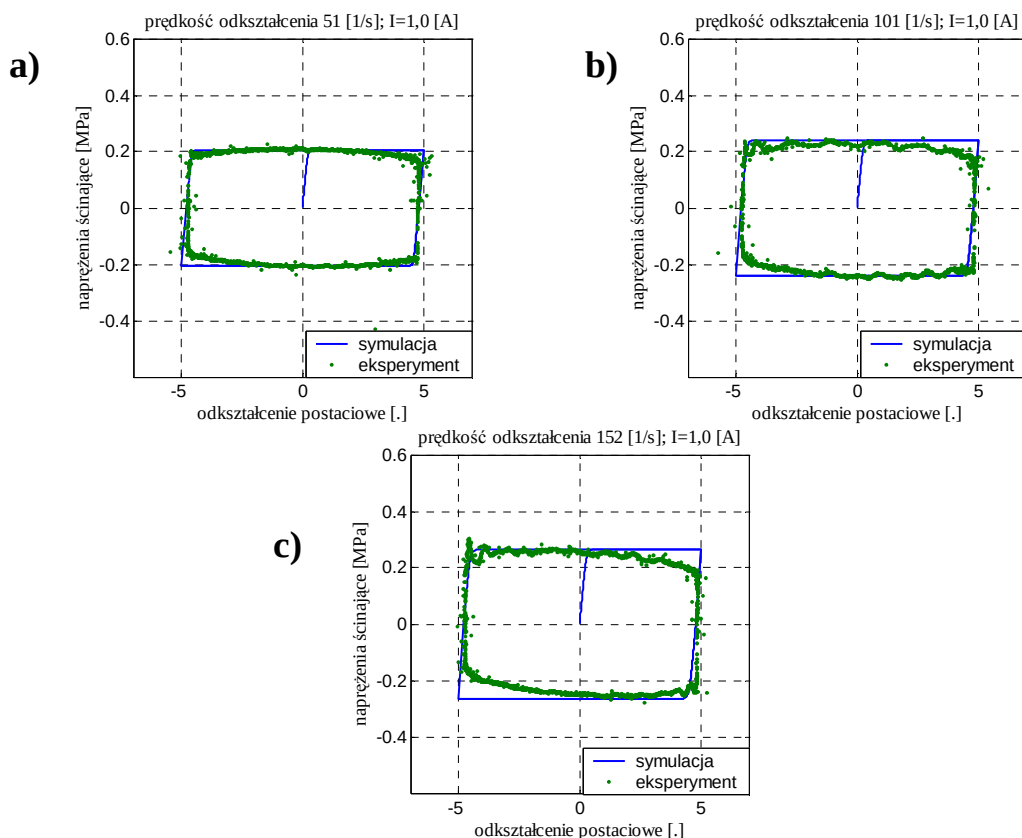
Rys. 3.26. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



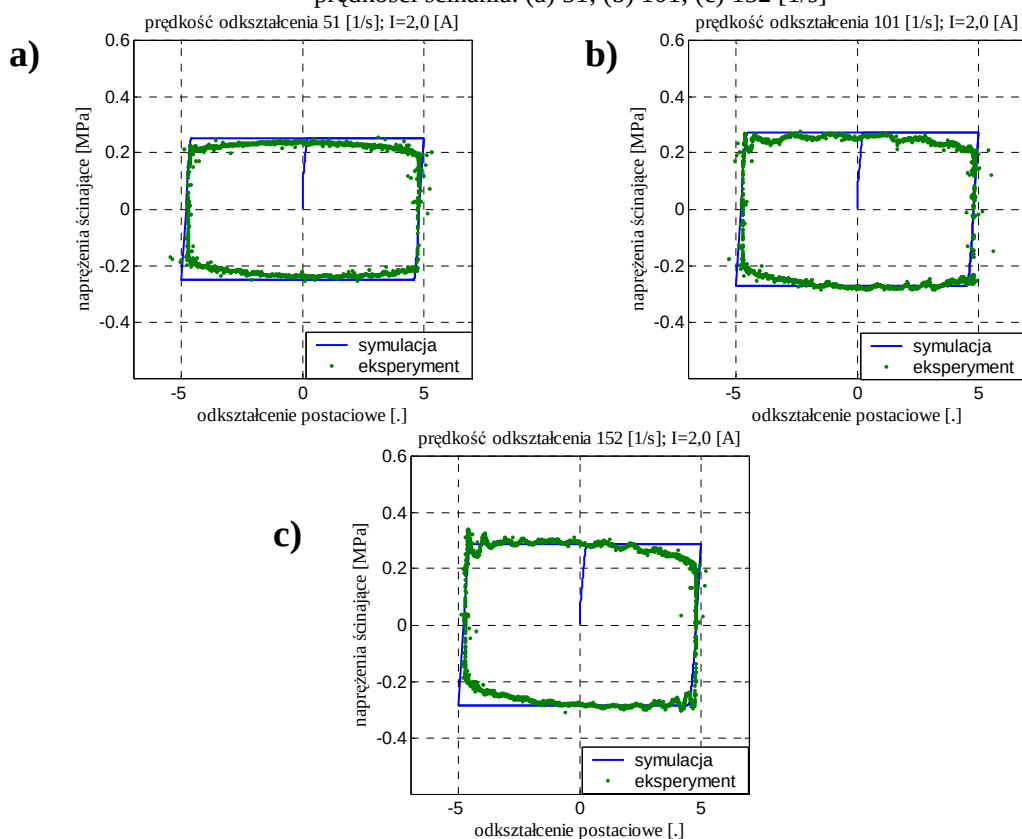
Rys. 3.27. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



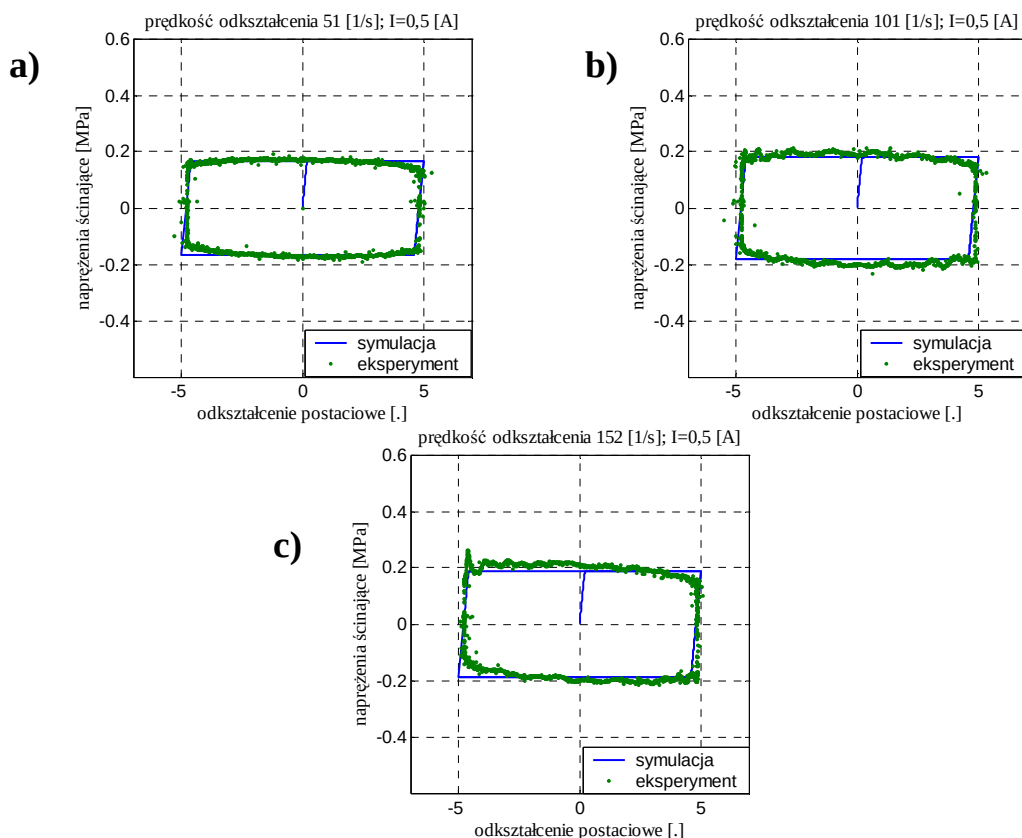
Rys. 3.28. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



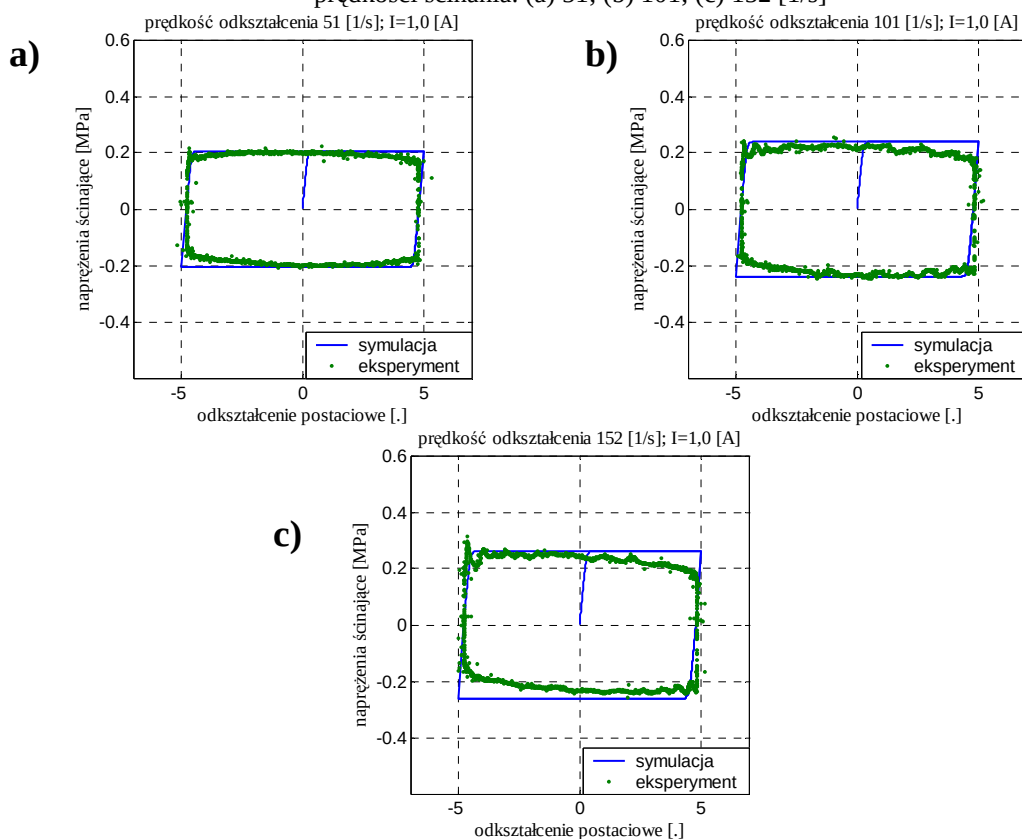
Rys. 3.29. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



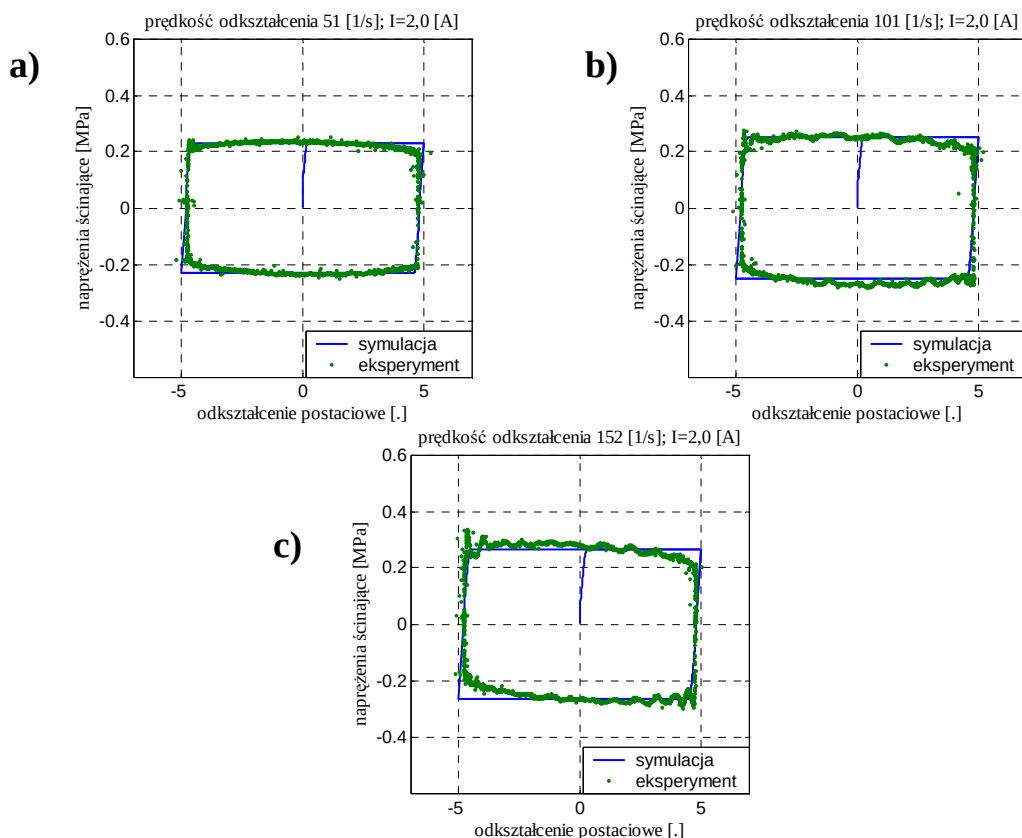
Rys. 3.30. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 30 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



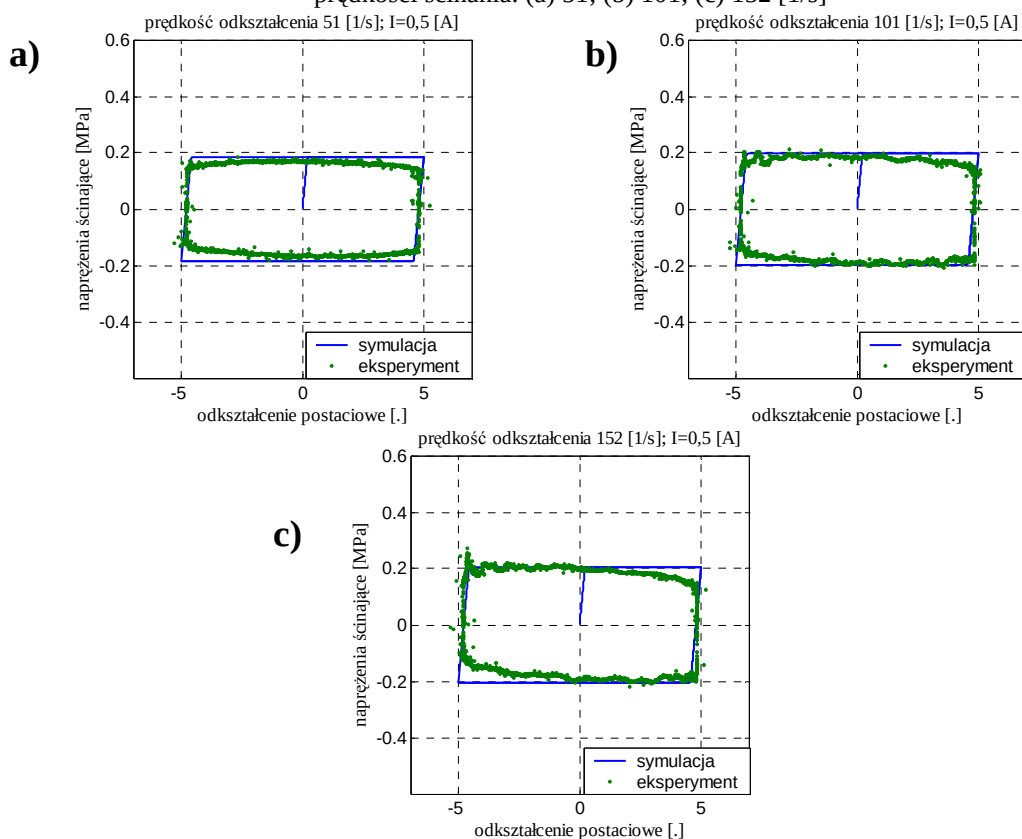
Rys. 3.31. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



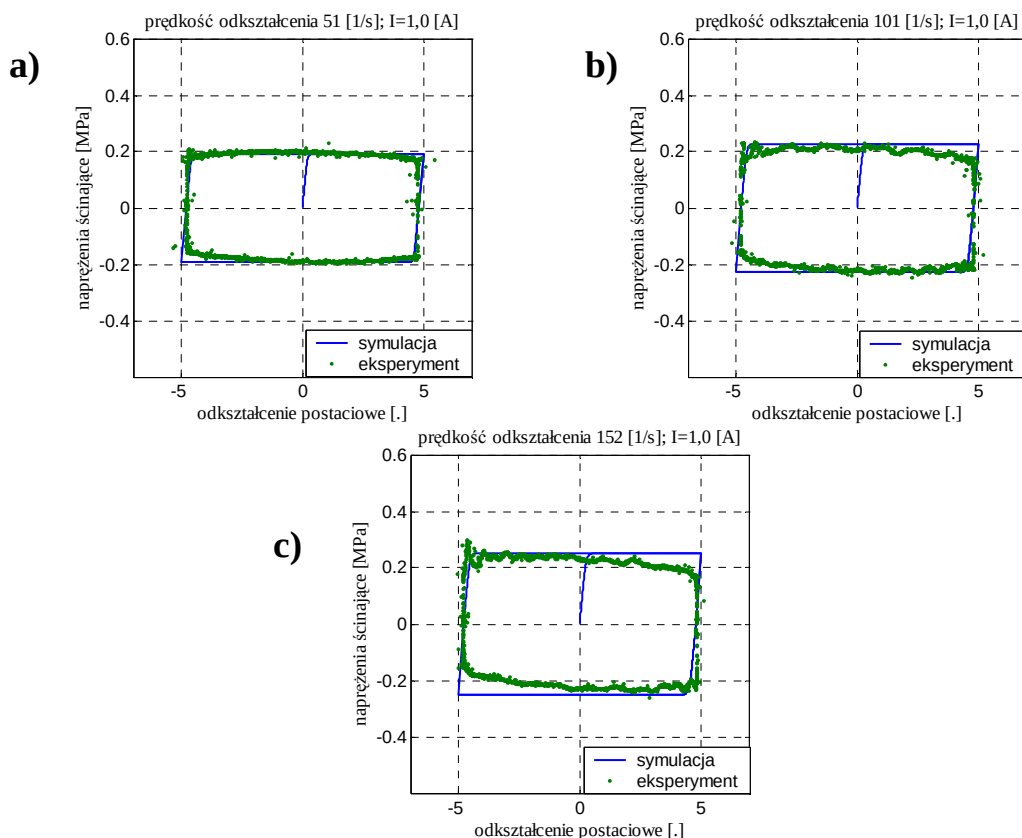
Rys. 3.32. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



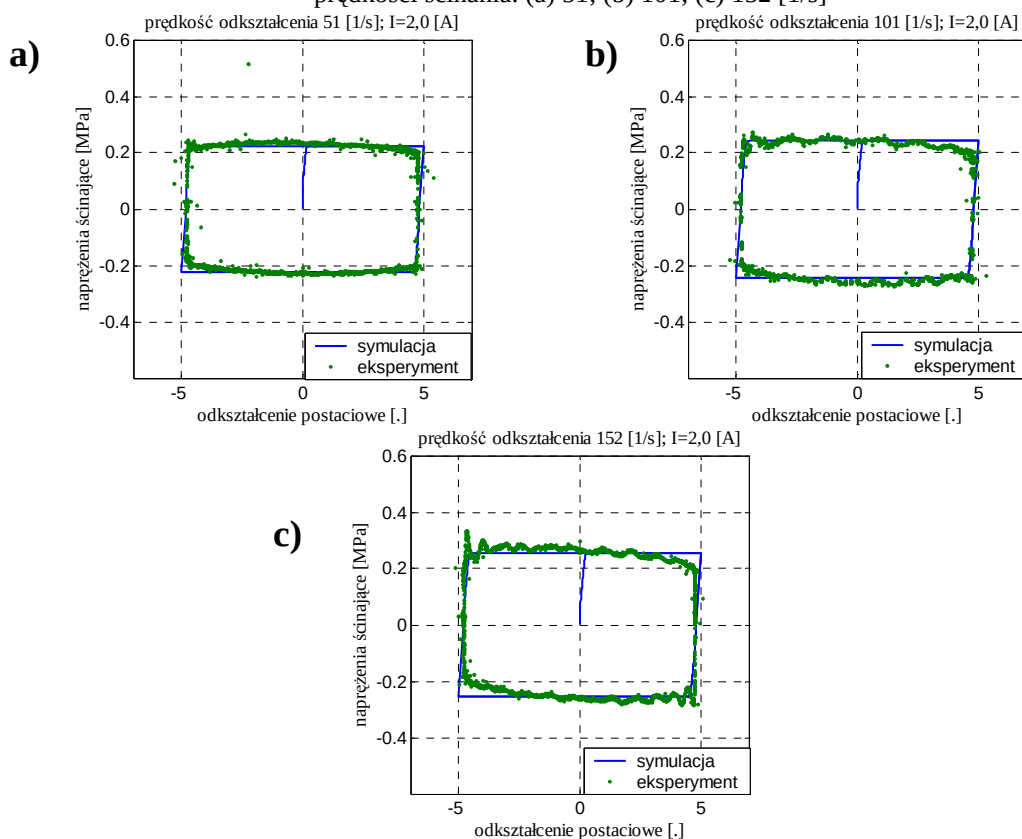
Rys. 3.33. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 40 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



Rys. 3.34. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,5 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



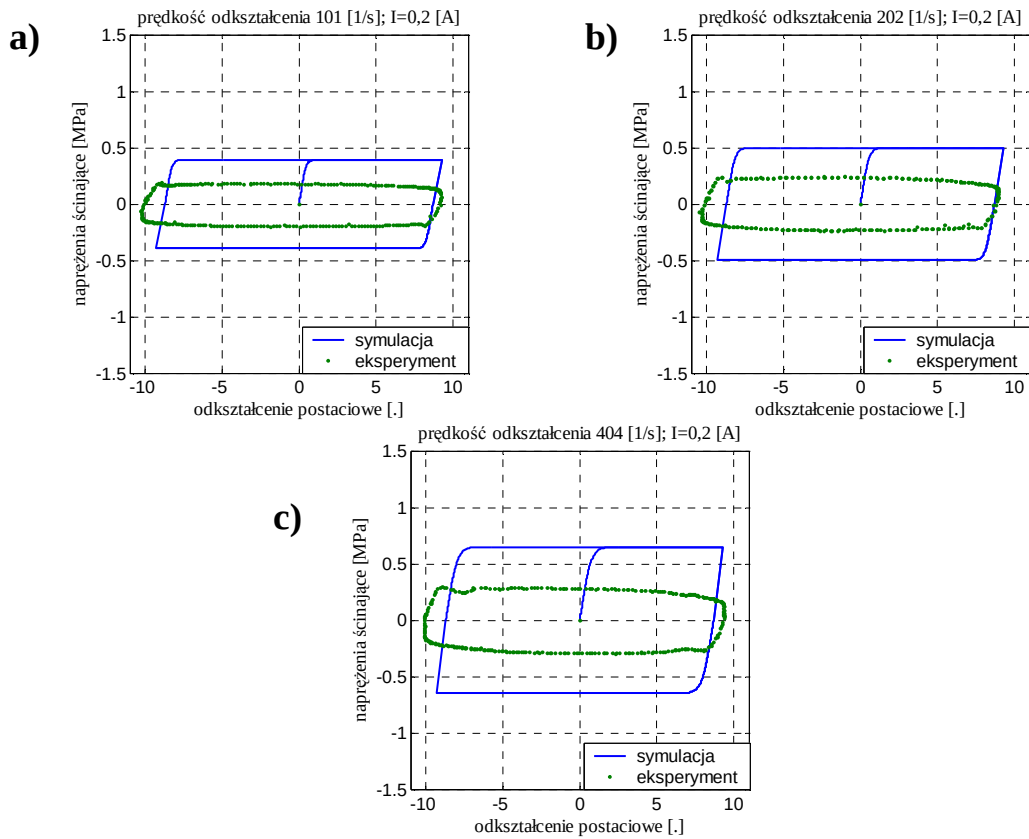
Rys. 3.35. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]



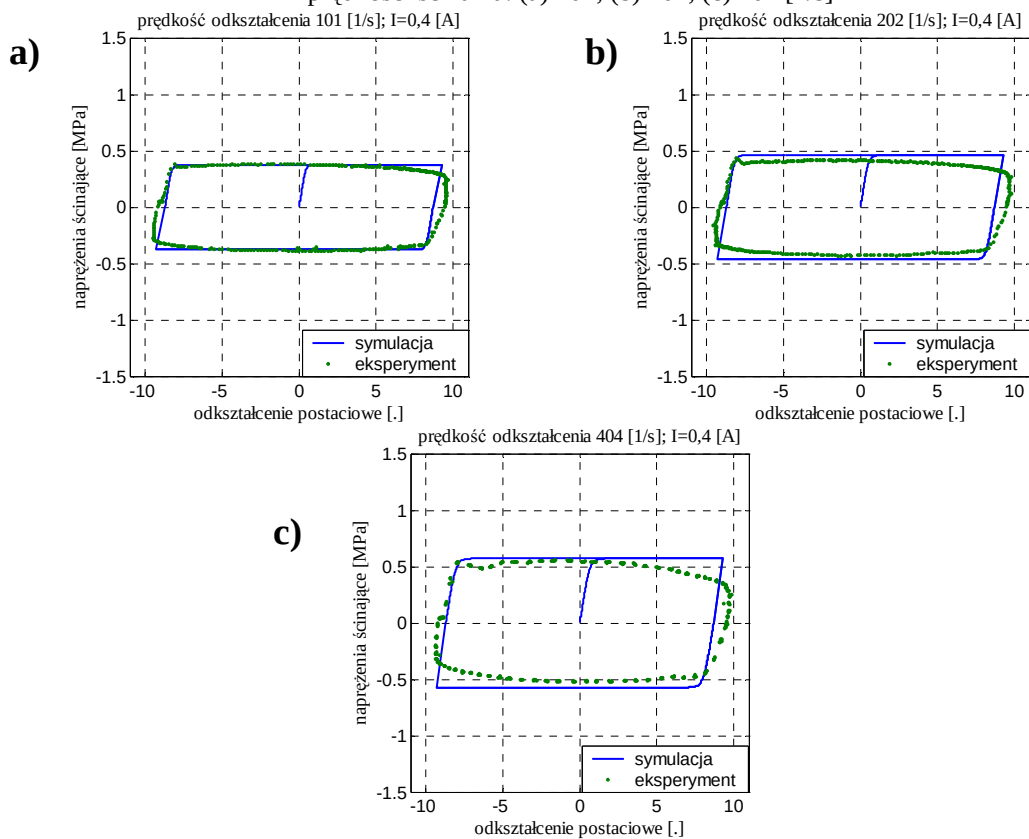
Rys. 3.36. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 2,0 [A]; temperaturze 50 [°C]; wysokości szczeliny 10×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 51; (b) 101; (c) 152 [1/s]

Załącznik nr 4

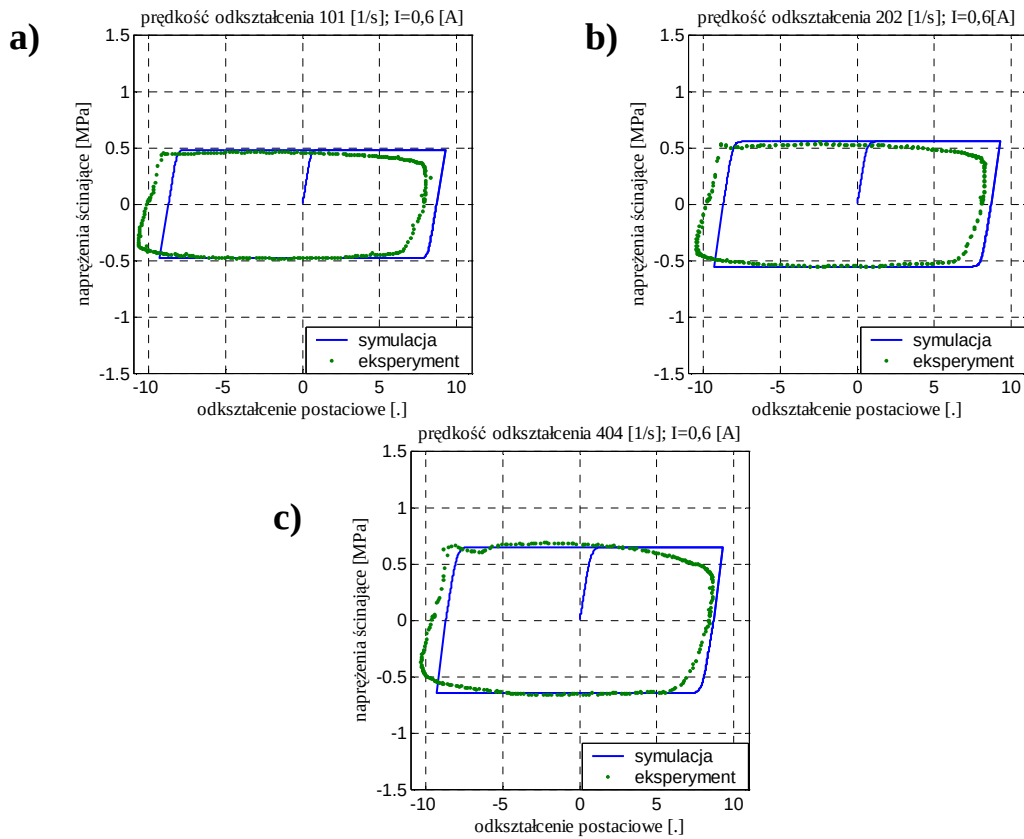
Wyniki numerycznej symulacji prawa
Bodnera-Partoma, dotyczące cieczy MR
w amortyzatorze LORD RD 1005-3



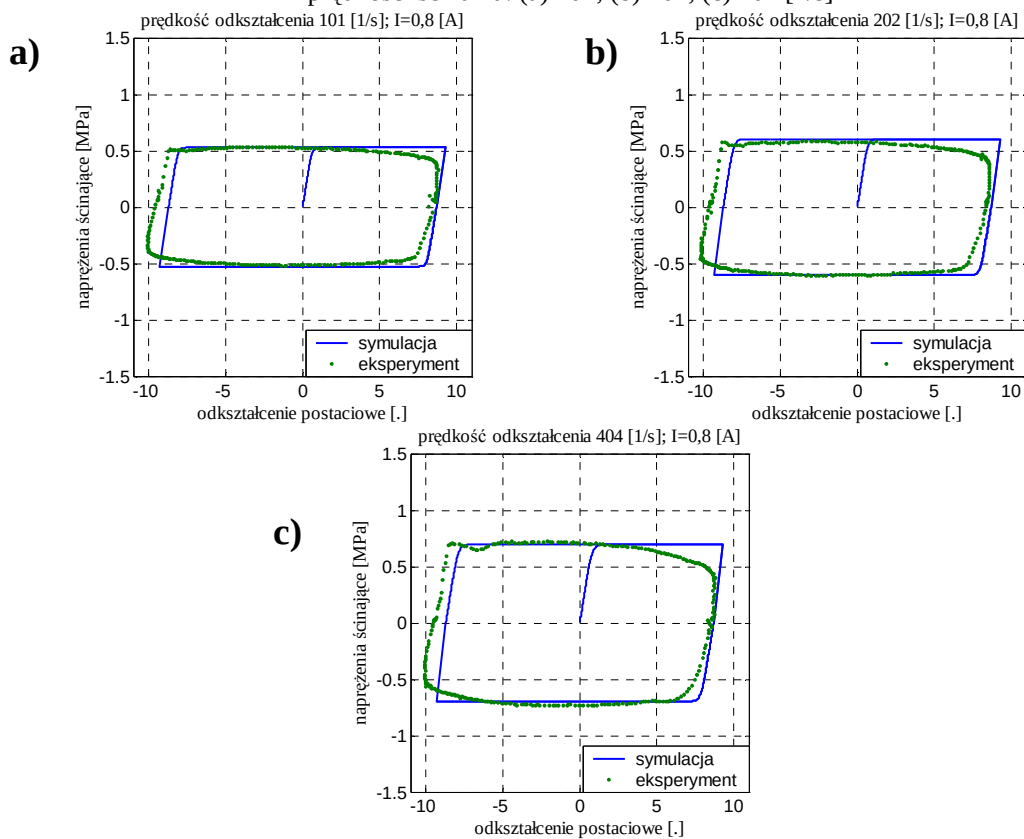
Rys. 4.1. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



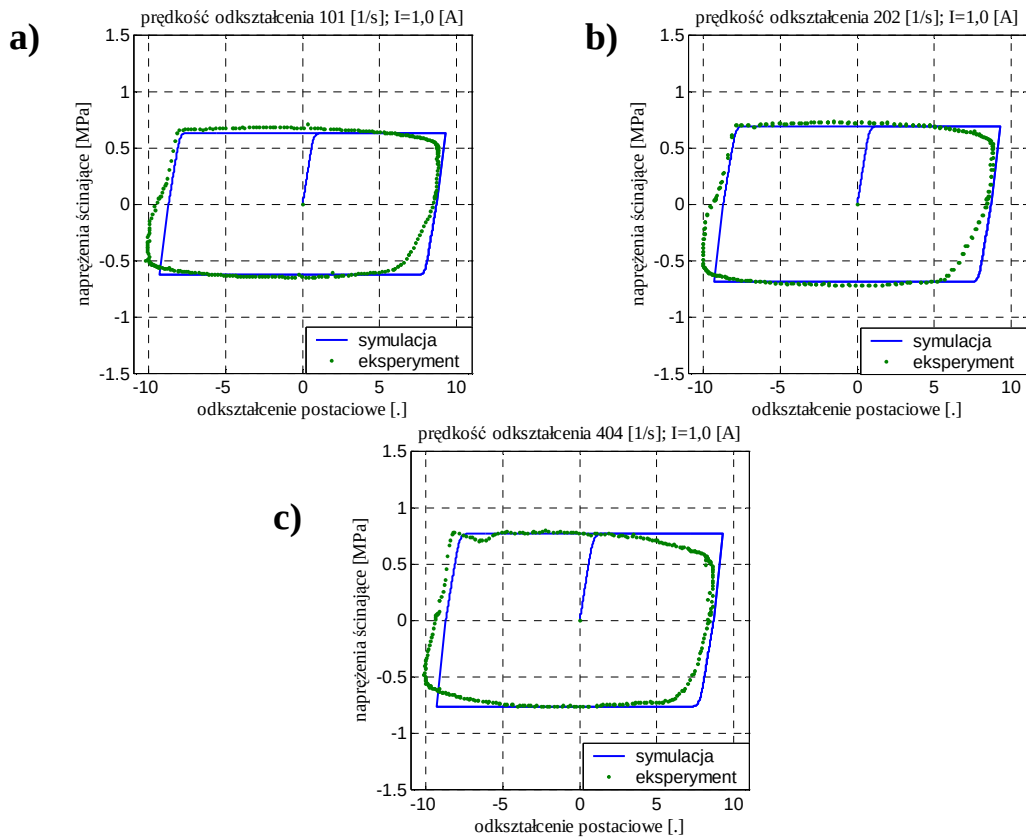
Rys. 4.2. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



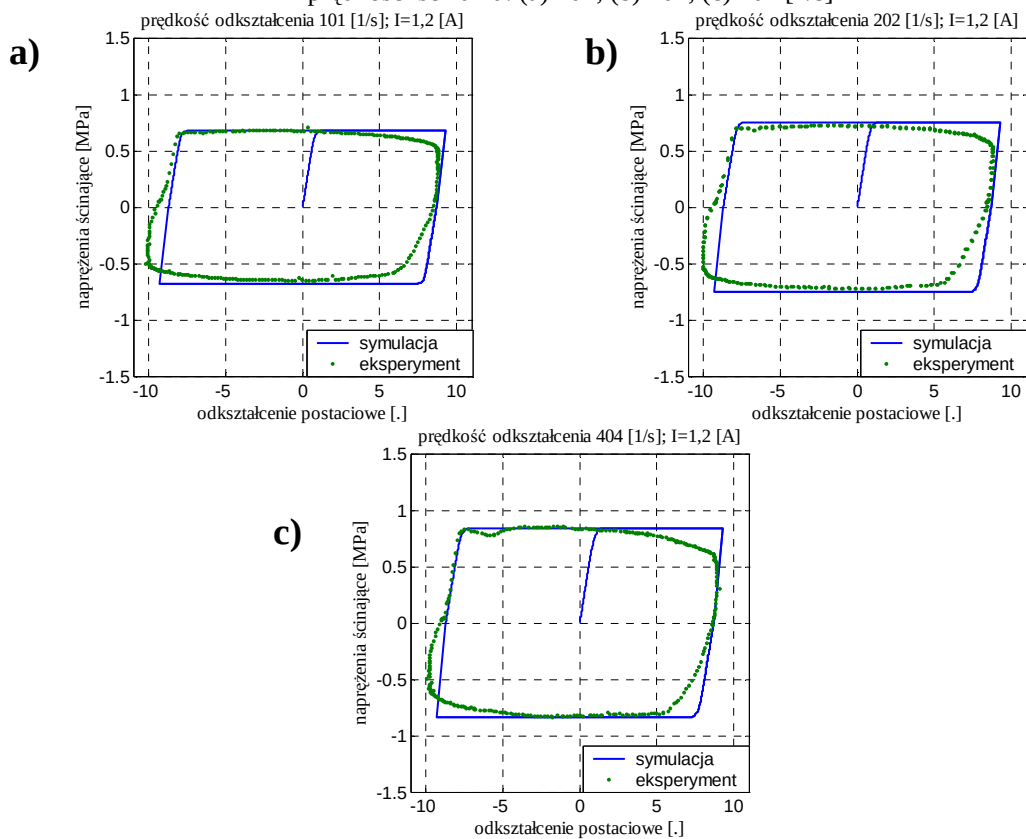
Rys. 4.3. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,6 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



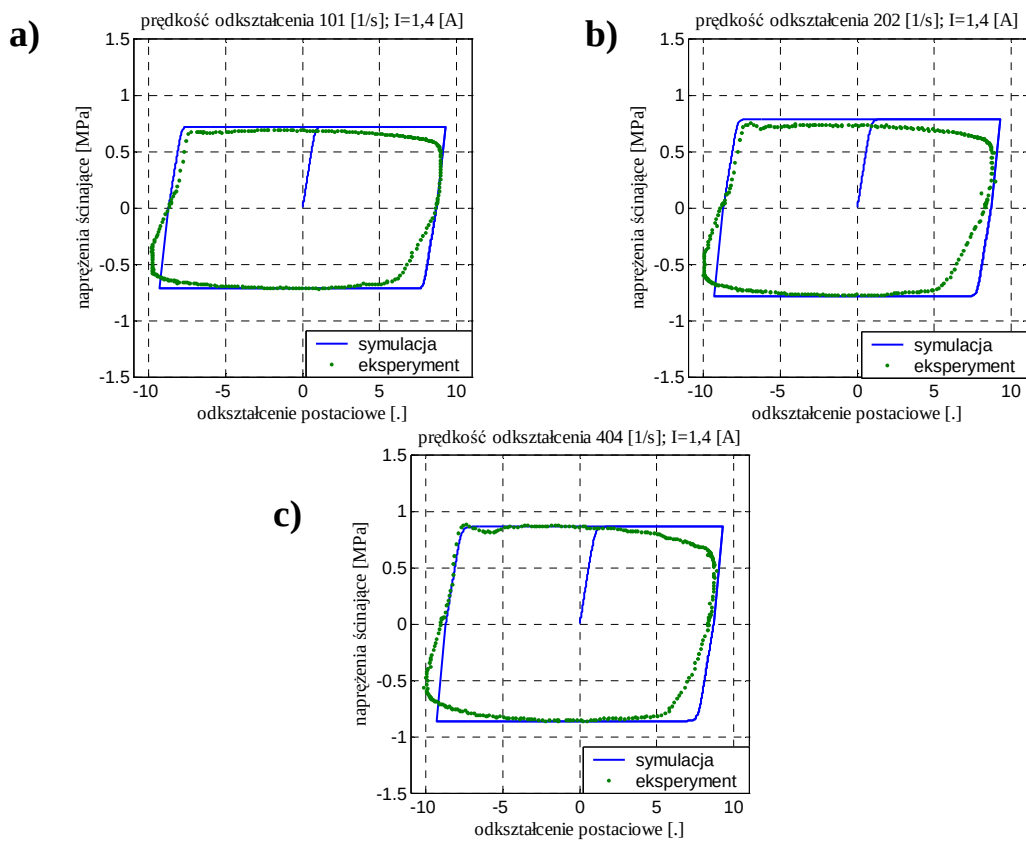
Rys. 4.4. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,8 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



Rys. 4.5. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



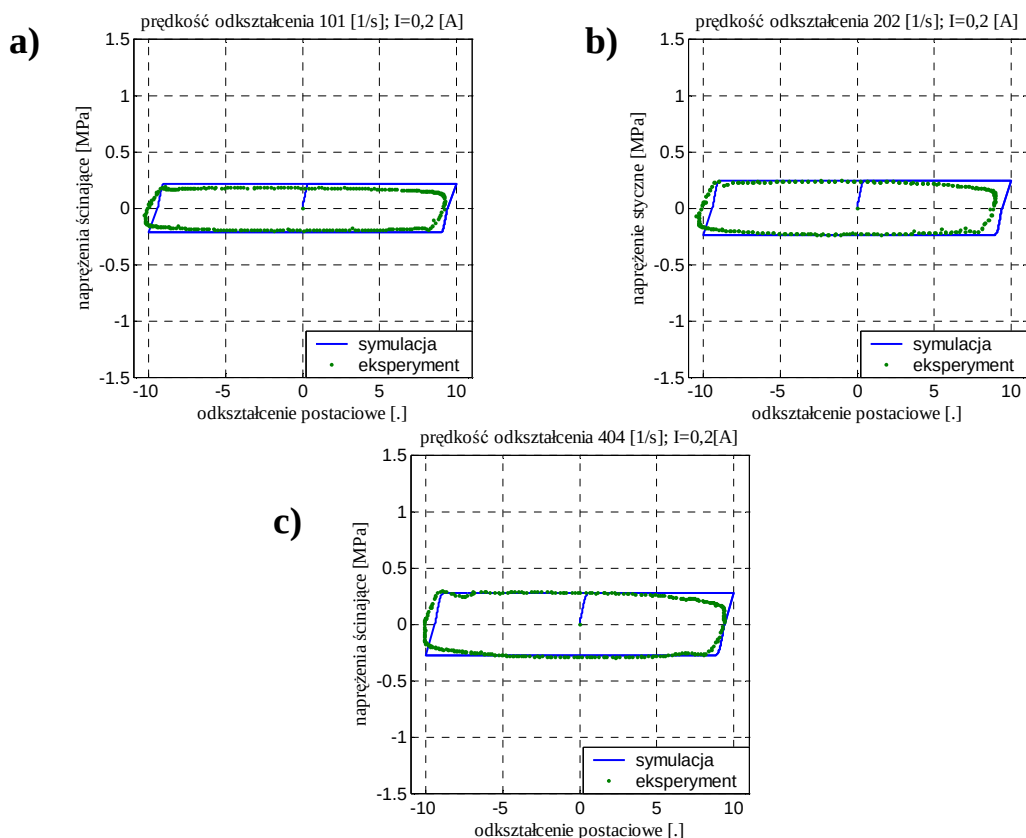
Rys. 4.6. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



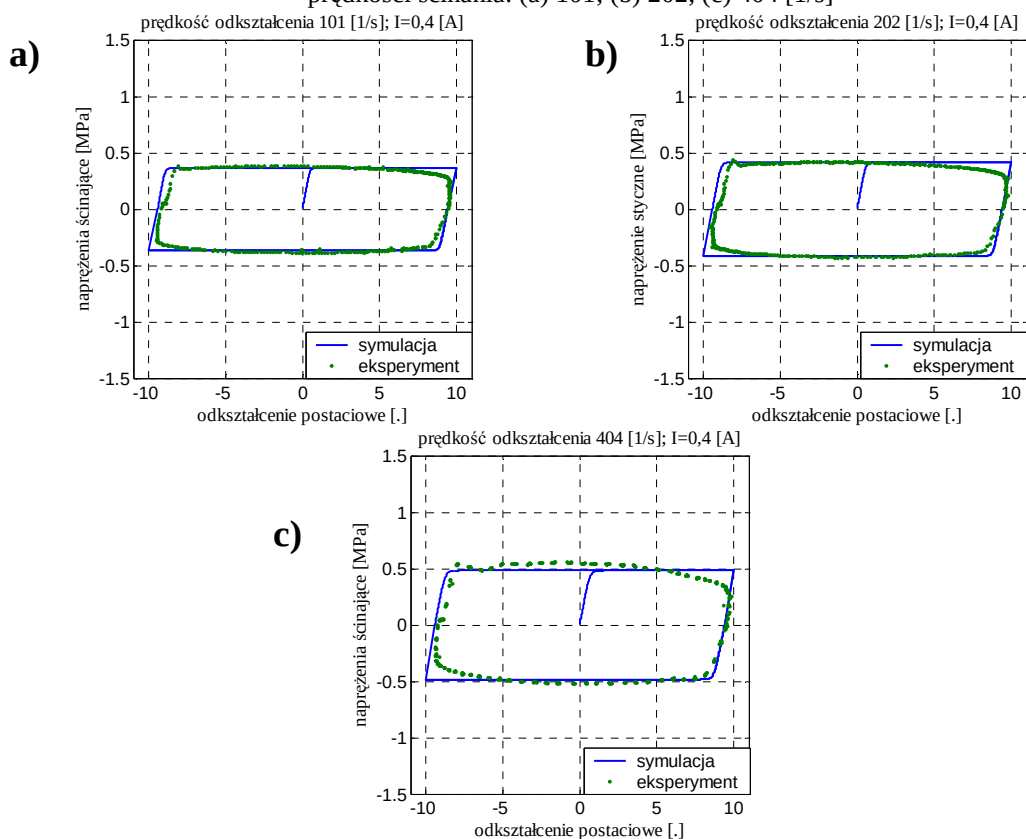
Rys. 4.7. Wyniki numerycznej symulacji prawa Bodnera-Partoma oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]

Załącznik nr 5

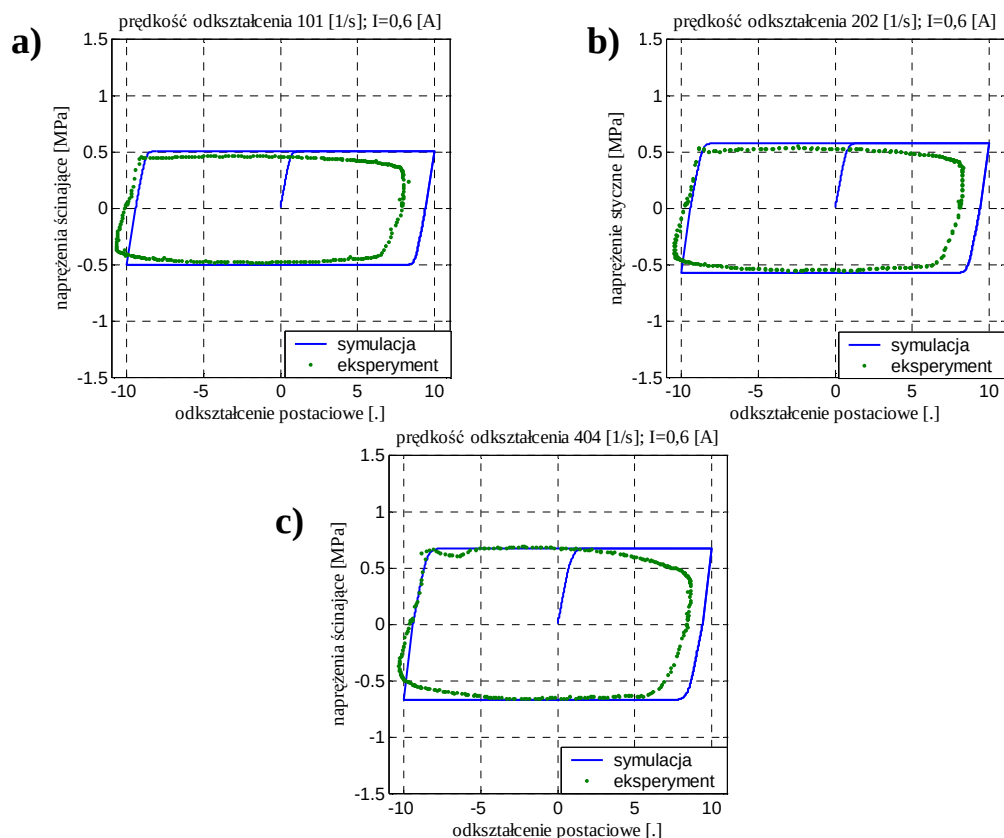
Wyniki numerycznej symulacji prawa
Perzyny, dotyczące cieczy MR
w amortyzatorze LORD RD 1005-3



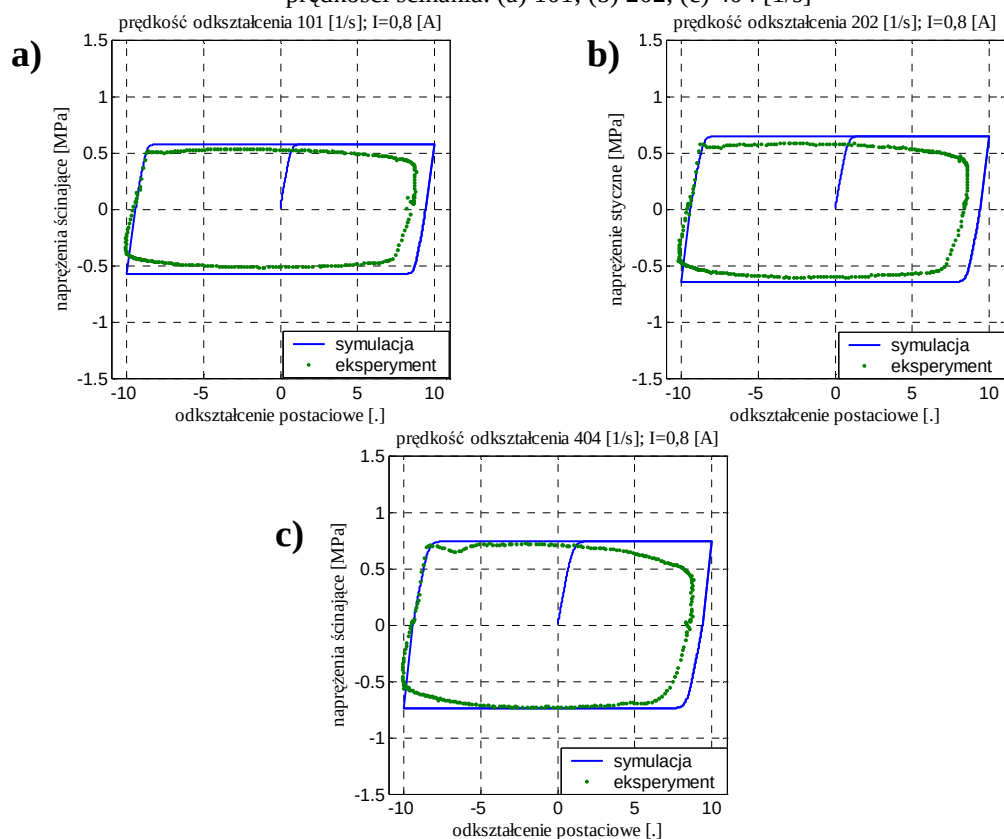
Rys. 5.1. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



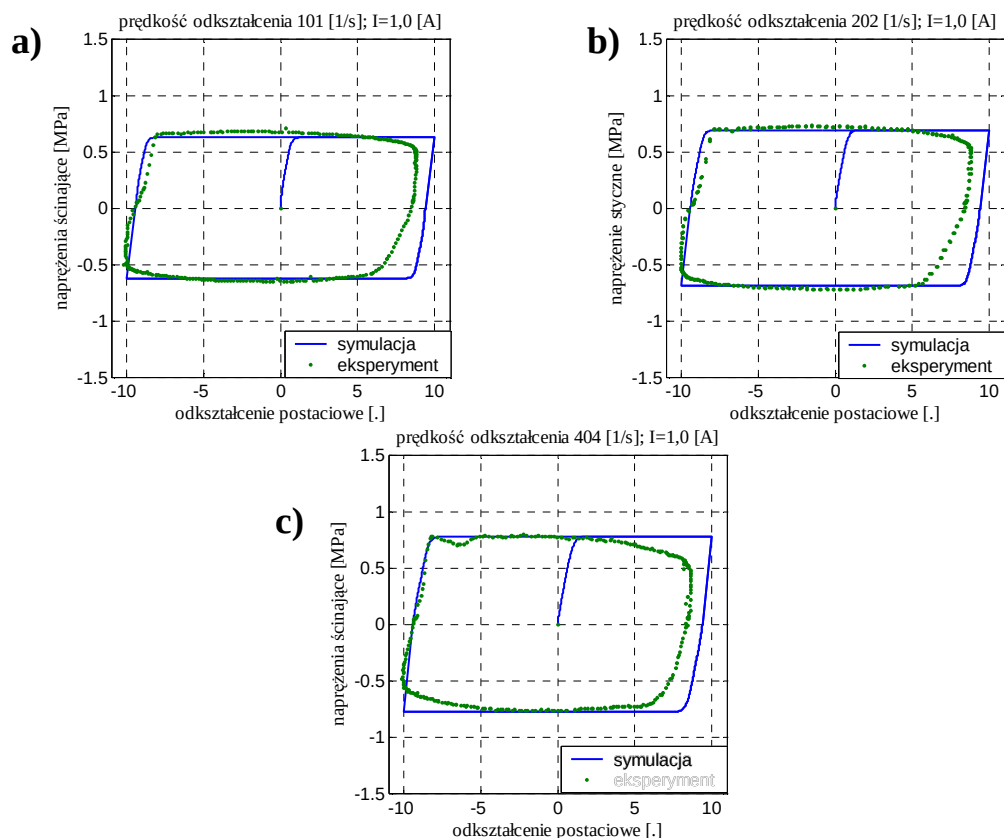
Rys. 5.2. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



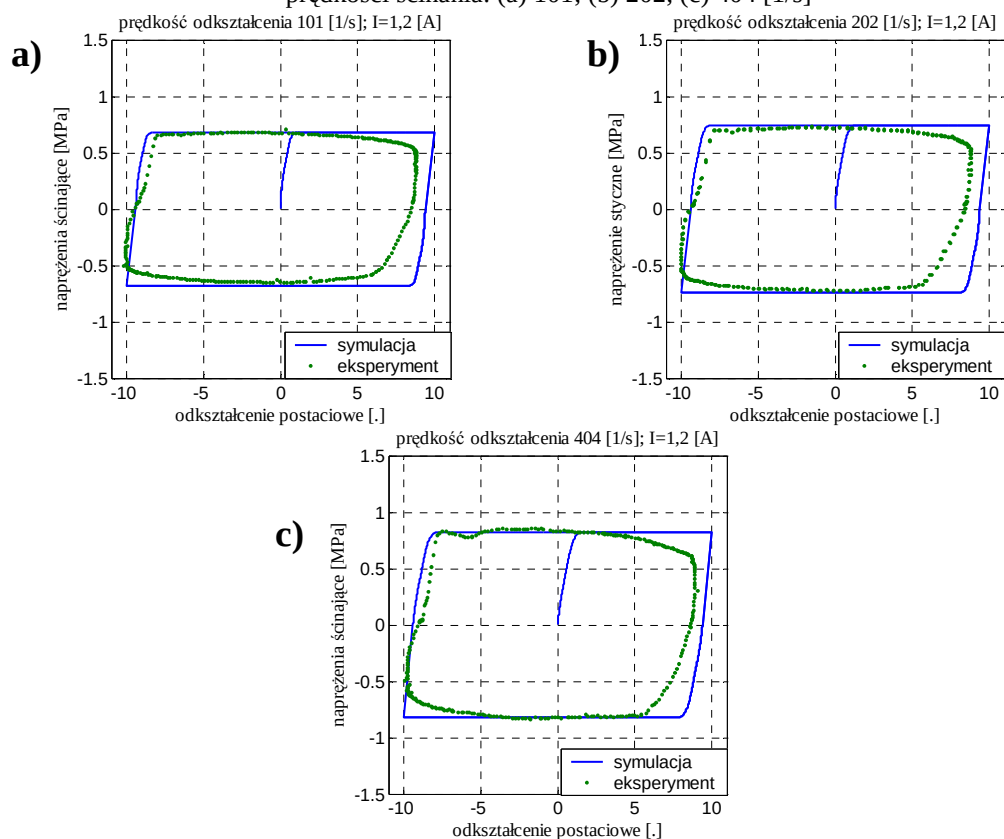
Rys. 5.3. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,6 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



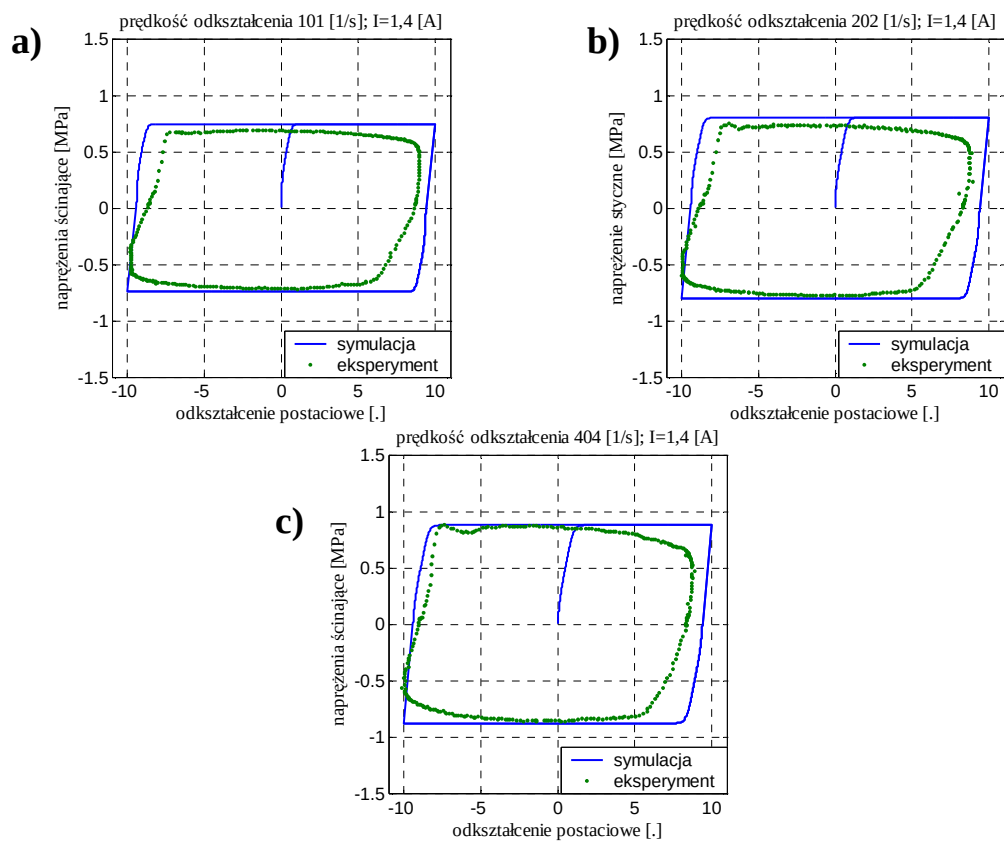
Rys. 5.4. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 0,8 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



Rys. 5.5. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,0 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



Rys. 5.6. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,2 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]



Rys. 5.7. Wyniki numerycznej symulacji prawa Perzyny oraz wyniki badań, przy parametrach eksperymentu: natężenia prądu 1,4 [A]; temperaturze 25 [°C]; wysokości szczeliny 5×10^{-4} [m]; prędkości ścinania: (a) 101; (b) 202; (c) 404 [1/s]

Pawel SKALSKI

ANALYSE DES PROPRIETES VISCOPLASTIQUES DU FLUIDE MAGNETORHEOLOGIQUE DANS DES CONDITIONS DE TRAVAIL D'UN AMORTISSEUR

Le but principal de ce travail est la présentation de la formulation mathématique et l'analyse des propriétés viscoplastiques du fluide magnétorhéologique dans des conditions d'exploitation d'amortisseur ainsi que la détermination des dimensions optimum de l'orifice d'écoulement du fluide MR dans le dispositif de ce type. Une analyse particulière de la littérature a été effectuée. Nous nous sommes limités à deux types d'amortisseurs: l'amortisseur LORD RD 1005-3 et le prototype d'amortisseur T-MR SiMR 132 DG. Les résultats expérimentaux ont permis de déterminer la limite élastique et la contrainte maximale de cisaillement du fluide MR sous tension en fonction de différentes vitesses de cisaillement, différentes intensités du courant, températures et hauteurs d'orifice d'écoulement. Les modèles viscoplastiques identifiés ont permis de simuler le comportement du fluide MR et de comparer les résultats numériques avec ceux obtenus par des mesures. On a constaté une bonne concordance des courbes tracées dans ces deux cas, ce qui permet de conclure qu'il est possible d'utiliser les modèles viscoplastiques des métaux pour décrire le comportement du fluide magnétorhéologique.

mots-clés : fluide magnétorhéologique , amortisseur, modèles viscoplastiques

ANALYSIS OF VISCOPLASTIC PROPERTIES OF A MAGNETORHEOLOGICAL FLUID IN OPERATIONAL CONDITIONS OF A DAMPER'S WORK

The main goal of this dissertation is a mathematical description and an analysis of viscoplastic properties of magnetorheological fluid, in operational conditions of the damper's work, as well as the determining the optimum, in view of indicated values of parameters, size of the gap for the MR fluid to flow, in these devices. A detailed analysis of literature was made. The scope of research work has been limited to two types of magnetorheological devices: the shock absorber LORD RD 1005-3 and the MR damper prototype T-MR SiMR -132 DG. On the basis of performed experiments, it has been estimated i.e.: conventional yield point and the maximum shear stress of analyzed MR fluid, including variable shear rate, intensity of current flowing in a solenoid, liquid's temperature and the gap height. Identified viscoplastic models were used to develop a simulation that verifies the proposed mathematical model which describes the behaviour of MR fluid in operating gap of machine's head, with data derived from performed experiments.

Keywords: magnetorheological fluid, damper, viscoplastic models



Institut PRISME – Université d'Orléans, 63, avenue de Lattre de Tassigny,
18020 Bourges Cedex, France
Faculté SiMR – Ecole Polytechnique de Varsovie, 84, rue de Narbutta,
02-524 Varsovie Cedex, Pologne

