

압축시험에서의 배럴링 및 소성발열 직접 측정에 의한 Nimonic 80A 합금의 응력-변형률 선도 보정

강성훈^{1,*}, 정희원¹, 이호원¹, 김세종¹, 오영석², 정재면², 오세혁², 김호혁²

Correcting Stress-Strain Curves of Nimonic 80A Alloy based on Direct Measurement of Barreling and Heat Generation

S. H. Kang, H. W. Jung, H. Lee, S. J. Kim, Y. S. Oh, J. Jung, S. Oh, and H. Kim

(Received July 21, 2023 / Revised July 27, 2023 / Accepted July 27, 2023)

Abstract

In this study, the correction process of stress-strain curves obtained from hot compression test is introduced since the barreling induced by friction and adiabatic heat generation induced by plastic work occur under high strain rate. A shear friction factor was quantitatively estimated by measuring the dimension of barreling and temperature rise due to adiabatic heat generation was directly measured during compression test. Thereafter, the stress-strain curves were re-evaluated by introducing several equations to correct the effects of the friction and temperature rise. It was found that adiabatic factor at strain rate of 10/s is in the range of about 0.5 to 0.75 for Nimonic 80A and decreases as the assigned temperature increases.

Keywords : Stress-Strain Curve, Friction, Adiabatic Heat Generation, Nimonic 80A, Hot Compression Test

1. 서 론

응력-변형률 선도는 소재의 강도 및 연신을 등 기계적 특성을 측정하기 위한 기본적인 도구로서 사용된다. 또한, 응력-변형률 선도로부터 다양한 구성 방정식[1-3]을 모델링하여 유한요소해석을 통해 소성가공공정에서의 제품성형에 활용하거나 금형 형상을 설계하기도 한다.

소성가공공정에서의 응력-변형률 선도는 주로 인장시험, 압축시험 및 비틀림시험을 통해 얻어진다. 이들 시험은 적용하는 공정의 주변형모드가 인장, 압축, 전단이나에 따라 적절하게 선정된다. 특히 압축시험은 인장 및 비틀림시험과 달리 금형/소재의 경계면에서 마찰이 발생하고 고속/대변형인 경우 소성발열이 발생하므로 이를 보정한 응력-변형

률 선도를 사용해야만 한다. 하지만 대부분의 연구자들은 편의상 이를 무시하여 사용하고 있는 실정이다.

금형과 소재의 마찰은 높은 응력을, 소성발열은 낮은 응력을 야기하므로 이에 대한 여러 연구가 이루어졌다. 마찰 보정은 주로 해석과 변형양상을 비교하거나 상계해석을 통해 얻어진 이론식에서 마찰상수(또는 마찰계수)를 결정하여 응력-변형률 선도에 반영하는 연구가 이루어졌다[4-6]. 소성발열에 의한 온도상승은 압축시험에서 온도 상승을 직접 측정하거나 단열지수(adiabatic factor)를 임의로 가정[5, 7]하여 예측하고, 이를 응력-변형률 선도에 반영하는 연구가 이루어졌다.

본 연구에서는 압축시험에서 필연적으로 수반되는 마찰에 의한 배럴링과 고속/대변형에서의 소성발열에 의한 온도상승을 직접 측정하여 이를 응력에 보정하기 위한 과정과 이에 의해 보정된 응력-변형률 선도를 도출하고자 한다.

1. 한국재료연구원, 책임연구원

2. 한국재료연구원, 선임연구원

*Corresponding Author: Korea Institute of Materials Science,
E-mail: kangsh@kims.re.kr, ORCID: 0000-0002-5814-2154



Fig. 1 Photos showing the initial and deformed specimens

2. 열간 압축시험

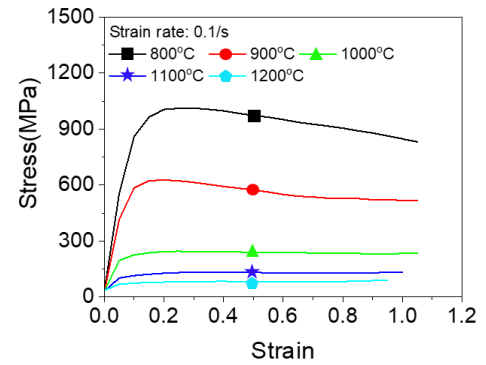
2.1 시험조건

열간 압축시험은 Gleeble 3800 series를 사용하였으며 적용된 소재는 Nimonic 80A이다. 이 소재는 Ni-Cr으로 구성된 니켈계 합금으로, 고온에서 강도-내식성-내산화성이 우수하여 항공·우주·발전·수송 산업 등 다양한 산업분야에서 사용되고 있다. 열간 압축시험으로 Nimonic 80A의 응력-변형률 선도를 도출하기 위한 시편은 직경과 높이가 각각 10mm와 12mm이다. 일반적으로 마찰효과를 최소화하기 위해 높이/직경의 비를 1.5이상 적용하는 것이 바람직하지만 좌굴이 쉽게 발생하는 문제점이 있다. 본 연구에서는 마찰효과를 분석하기 위해 높이/직경의 비를 1.2로 사용하였다. 열간 압축시험 시의 윤활제는 그래파이트 포일을 사용하였고 압하율은 대략 60%이다. 부가된 온도는 800~1,200°C이며, 변형률속도는 0.1~10/s이다. 또한, 열전대를 이용하여 시편 중간부의 온도변화를 측정하였다.

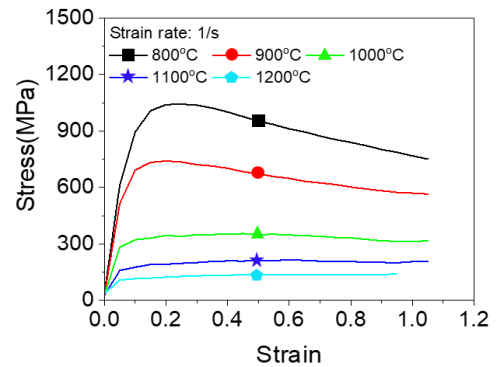
Fig. 1은 변형 전후의 압축시편의 형상을 나타낸다. 압축시험 후의 변형양상을 보면 금형과 소재의 마찰로 인해 배럴링이 발생함을 확인할 수 있다. 정확한 응력-변형률 선도를 도출하기 위해서는 미세홈을 갖는 Rastegaev 시편[8]을 사용하여 마찰에 의한 배럴링을 감소시키거나, 배럴링을 피할 수 없다면 이를 반영한 수학적 접근을 통해 응력-변형률 선도를 도출하는 것이 필요하다.

2.2 응력-변형률 선도

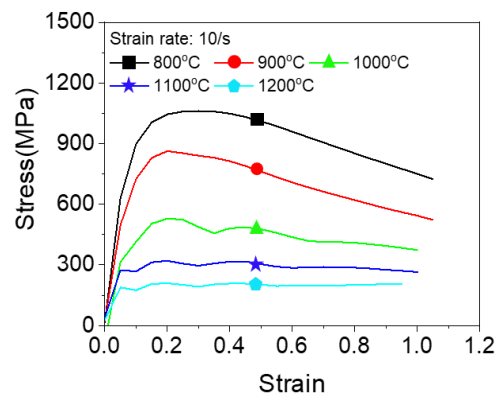
Fig. 2는 변형률속도 0.1, 1.0 및 10.0/s에서의 응력-변형률 선도를 나타낸다. 응력과 변형률은 압축시험



(a)



(b)



(c)

Fig. 2 Measured stress-strain curves according to various strain rates and temperatures: (a) strain rate 0.1/s, (b) 1/s, (c) 10/s

동안 체적이 일정하다는 가정하에서 단면적과 높이의 변화를 고려하여 계산되었다. 일반적인 금속소재와 같이 낮은 온도 및 높은 변형률속도에서 응력이 높게 측정되었으며, 특히하게는 높은 변형률속도(10/s) 및 고온(1000~1,200°C)에서 재결정이 반복되는 거동을 보였다.

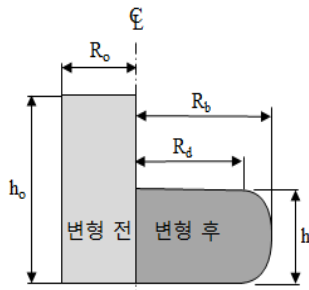


Fig. 3 Schematic diagram depicting the parameters in Eq. (1)

3. 응력-변형률 선도 보정

3.1 마찰보정

윤활제를 금형과 소재사이에 적용한다고 하더라도 대변형 구간에서는 윤활제의 기능이 저하되어 마찰이 점점 심해지는 현상이 발생한다. 이러한 마찰은 압축시험 시 배럴링을 유발하게 되며 일축응력상태에서 삼축응력상태로 전환되면서 변형이 이루어지게 된다. 이는 압축시험 시 일축응력상태로 가정하여 도출된 응력-변형률 선도의 정확성을 낮추는 결과를 초래하게 된다. 배럴링을 유발하는 금형과 소재 접촉면에서의 마찰은 마찰이 없는 이상적인 상태(일축응력상태)보다 높은 응력을 야기한다. 따라서 마찰을 고려한 응력-변형률 선도의 보정이 반드시 필요하다.

본 연구에서는 응력-변형률 선도에 마찰 보정이 필요한 경우에 대해 Roebuck 등[9]이 제안한 팽창계수(expansion coefficient) B를 도입하여 판별하였으며, B>1.1 이상인 경우 마찰이 응력-변형률 선도에 큰 영향이 있음을 의미한다.

$$B = \frac{hR_b^2}{h_oR_o^2} \quad (1)$$

여기에서 h_o , R_o , h , R_b 는 Fig. 3에 나타낸 바와 같이 압축시편의 초기 높이, 초기 반경, 변형 후 높이, 변형 후 배럴부의 반경을 의미한다.

Fig. 4는 3차원 광학 표면형상 측정기(VR-6000)을 사용하여 금형과 소재의 접촉면과 배럴링 부의 직경, 그리고 변형 후 높이를 측정한 결과를 보여준다. R_b , h 를 Eq. (1)에 적용한 결과값을 Table 1에 정리하였다.

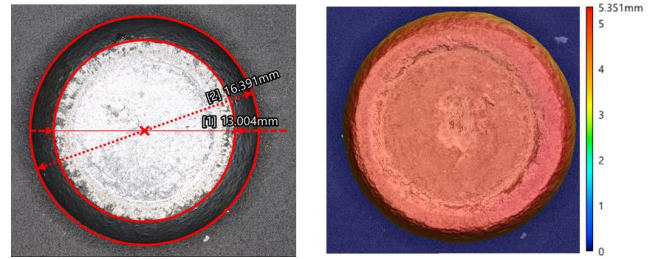


Fig. 4 Measured values of R_d , R_b (left figure), and h (right figure with legend) at 1/s and 1,200°C

Table 1 Calculated B values

Strain rate(/s) Temperature(°C)	0.1	1	10
800	1.17	1.16	1.15
900	1.16	1.18	1.15
1,000	1.17	1.18	1.18
1,100	1.15	1.18	1.21
1,200	1.15	1.19	1.19

Table 1에 정리된 바와 같이 팽창계수 B는 1.15~1.21의 값을 보여주고 있으며, 모두 1.1이상으로 응력-변형률 선도에 마찰효과를 고려해야 함을 알 수 있으며, 이를 위해 Ebrahimi[10]가 제안한 Eq. (2)를 도입하였다.

$$\sigma_{friction} = \frac{\sigma(2mR_{avg}/h)^2}{2[\exp(2mR_{avg}/h) - 2mR_{avg}/h - 1]} \quad (2)$$

$$m = \frac{(R_{avg}/h)b}{(4/\sqrt{3}) - (2b/3\sqrt{3})} \quad (3)$$

$$b = 4 \frac{\Delta R}{R_{avg}} \frac{h}{\Delta h} \quad (4)$$

여기에서 σ 와 $\sigma_{friction}$ 은 각각 Fig. 2의 응력과 마찰이 보정된 응력으로 정의된다. m , R_{avg} , b 는 각각 전단마찰상수, 압축 시험 후 직경의 평균값 $(R_d+R_b)/2$, 배럴링의 정도를 나타내는 배럴링수(barrel parameter)를 의미한다. 또한, ΔR 과 Δh 는 압축시험 전후 반경의 변화량($\Delta R=R_{avg}-R_o$) 및 높이의 변화량($\Delta h=h_o-h$)을 나타낸다.

전단마찰상수 m 은 해석에서 예측된 배럴링 형상과 압축시험 후 시편의 배럴링 형상을 비교하여 결정할 수 있으나, 본 연구에서는 Ebrahimi의 상계해석

Table 2 Parameters for friction corrected stress $\sigma_{friction}$

Strain rate (/s)	Temp. (°C)	R_d	R_b	h	b	m
0.1	800	6.82	7.91	5.59	0.52	0.32
	900	6.74	8.21	5.17	0.59	0.41
	1,000	6.73	8.42	4.97	0.63	0.46
	1,100	7.10	8.41	4.88	0.46	0.34
	1,200	7.06	8.38	4.91	0.47	0.35
1	800	6.80	8.13	5.31	0.57	0.38
	900	6.83	8.29	5.04	0.56	0.40
	1,000	6.87	8.56	4.78	0.58	0.45
	1,100	7.24	8.45	4.86	0.42	0.32
	1,200	7.09	8.30	4.96	0.44	0.32
10	800	7.05	8.36	4.99	0.48	0.35
	900	6.93	8.38	4.99	0.54	0.39
	1,000	6.87	8.55	4.86	0.59	0.45
	1,100	7.23	8.39	4.92	0.41	0.30
	1,200	7.14	8.30	5.04	0.43	0.31

을 통해 도출된 Eq. (3)을 적용하였다.

Table 2는 응력-변형률 선도의 마찰 보정을 위해 측정값(R_b, R_d, h)을 통해 계산된 배럴지수(b)와 전단 마찰상수이다. 배럴지수는 대략 0.41~0.63이 값을 가지고 있으며, 전단마찰상수는 0.3~0.45 정도로 계산되었다. 배럴지수가 클수록 전단마찰상수가 높았다. 특히, 800~1,000°C에서 배럴지수와 전단마찰상수가 가장 높게 나타났는데, 그 원인에 대해서는 확인할 수 없었다.

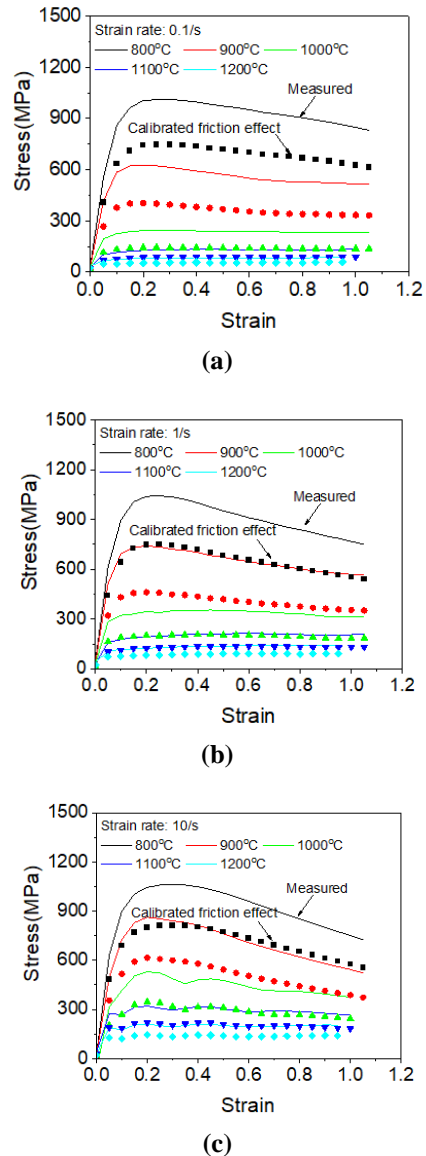
전단마찰상수값이 결정되면 Eq. (2)의 마찰보정응력($\sigma_{friction}$)을 구할 수 있으며 Fig. 5와 같다. 실제 측정응력은 마찰에 의해 응력이 높아진 상태이므로, 마찰이 보정된 후에는 전체적으로 응력이 낮아지는 것을 확인할 수 있다. 배럴지수와 전단마찰상수가 높은 800~1,000°C 구간에서 마찰보정 후 응력이 크게 감소하는 것을 확인할 수 있다.

3.2 소성발열보정

일반적으로 소성가공공정 중에 소성발열에 의한 온도상승이 유발된다. 소재마다 소성발열량은 다르게 발생하는데, 보통 소재의 밀도(density ρ), 비열(specific heat capacity C_p), 소성일(Plastic work)의 양에 따라 소성발열이 결정된다. 소성발열에 의한 온도상승량 ΔT 는 Eq. (5)로 표현된다.

$$\Delta T = \gamma \frac{\int \sigma d\varepsilon}{\rho C_p} \tag{5}$$

Fig. 5 Friction corrected stress-strain curves(dot: friction corrected, line: measured): (a) strain rate 0.1/s, (b) 1/s, (c) 10/s



여기에서 γ 는 소성일이 일부가 소성발열로 전이되는 양을 결정하는 단열지수로서 소재마다 다른 값을 지닌다. 대부분의 연구자들은 γ 는 일정[7, 11]하다고 가정하고 있으나, 실제로는 성형온도, 변형률속도, 변형률에 따라 다른 값을 가지기 때문에 본 연구에서는 열간 압축시험 시 온도변화량 ΔT 를 직접 측정하여 응력-변형률 선도 보정에 적용하였다. 특히,

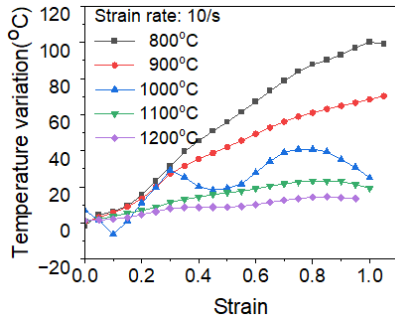


Fig. 6 Temperature rise according to assigned temperatures, strain rates, and strains

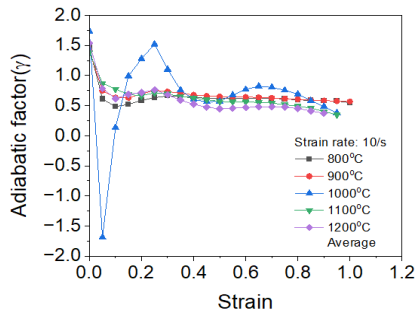
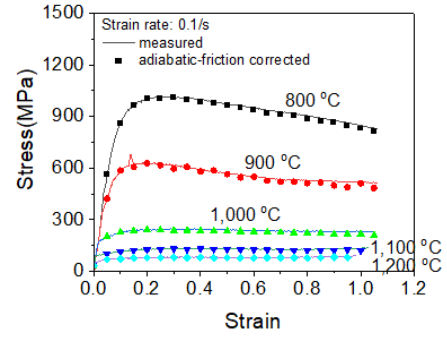


Fig. 7 Adiabatic factor γ at strain rate 10/s according to various temperatures

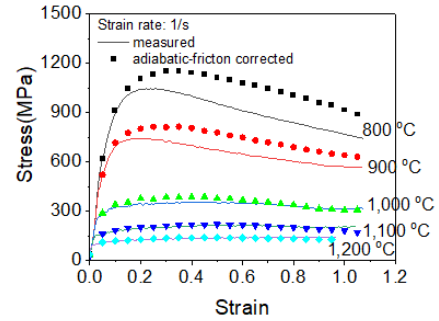
변형률속도가 높은 경우 소성발열에 의한 온도가 주위로 발산할 시간적 여유가 없기 때문에 단열환경이 형성되는데, 이로 인해 변형률속도가 낮은 경우보다 온도도 높게 상승된다. 변형률속도 10/s에서의 온도변화량을 대표적으로 Fig. 6에 나타내었다. 1,000°C의 경우 측정오차가 있음에도 불구하고 전체적으로 온도가 상승함을 알 수 있고, 특히 800°C의 경우 가장 높은 약 100°C의 온도가 상승하였다. 전체적으로 변형률 및 변형률속도가 증가함에 따라 소성발열에 의한 온도상승이 급격하게 발생하며, 특히 낮은 온도에서 온도상승이 높게 발생함을 알 수 있다.

Fig. 7에 소성일로부터 소성발열로 전이되는 단열지수인 γ 값을 나타내었다. 측정데이터에 오차가 있는 1,000°C를 제외하면 온도가 낮아지면 γ 가 증가하며, 변형률이 증가할수록 조금씩 감소함을 알 수 있다. 또한, Nimonic 80A의 경우 γ 가 약 0.5~0.75의 범위에 있음을 확인하였다.

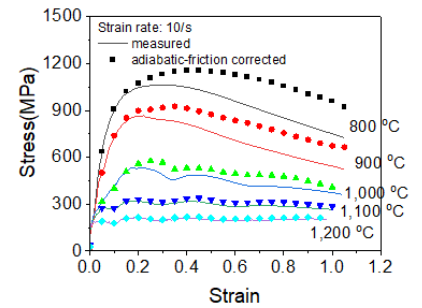
소성발열보정에 의한 응력 ($\sigma_{adiabatic}$)은 절대온도 T 에 대한 응력의 미분값을 계산함으로써 도출할 수 있는데 식 (6)과 같다.



(a)



(b)



(c)

Fig. 8 Adiabatic-friction corrected stress-strain curves (dot: corrected, line: measured): (a) strain rate 0.1/s, (b) 1/s, (c) 10/s

$$\sigma_{adiabatic} = \sigma_{friction} - \Delta T \left(\frac{d\sigma_{friction}}{dT} \right) \Bigg|_{\dot{\epsilon}, \epsilon} \quad (6)$$

Fig. 8은 Eq. (6)에 따라 도출된 응력-변형률 보정 선도이다. 압축시험 중에 소성발열에 의한 온도상승으로 인해 실제 추가된 온도에서의 응력은 더 높아야 한다.

변형률속도 0.1/s에서 마찰보정응력($\sigma_{friction}$)은 측정 응력(σ)보다 더 낮게 예측되었지만 소성발열-마찰 보정후의 응력($\sigma_{adiabatic}$)은 측정응력과 비슷하게 예측되었다. 변형률속도 1과 10/s에서는 마찰보정 응력이

측정응력보다 낮게 계산되었지만 소성발열보정 후에는 측정응력보다 더 높게 계산되었음을 알 수 있다. 특히 부가된 온도가 낮은 경우 마찰과 소성발열의 보정 효과가 매우 큼을 확인할 수 있었다.

4. 결 론

본 연구에서는 열간 압축시험을 수행하여 마찰과 소성발열로 인한 응력-변형률선도의 보정 과정을 분석하였다.

(1) 압축시험의 배럴 형상과 온도변화를 직접 측정하여 다양한 이론식을 도입함으로써 배럴링에 따른 전단마찰상수를 정량화하고, 이를 응력 보정에 활용하였다. 이를 통해 측정응력보다 낮은 응력이 도출되었다.

(2) 다양한 온도 및 변형률속도 조건에서 소성발열에 의한 온도변화를 직접 측정하여 온도상승에 의한 응력을 재보정하였다. 특히 마찰 및 소성발열이 보정된 응력은 낮은 부가온도 및 높은 변형률속도에서 측정응력보다 높게 보정되었다.

(3) Nimonic 80A소재의 경우 소성일에서 소성발열로 전이되는 지수 γ 는 변형률속도가 약 10/s일 때 약 0.5~0.75임을 확인하였으며, 온도가 낮을수록 증가하였다.

후 기

본 연구는 소재부품기술개발사업(과제번호: 20011444)과 소재부품기술기반혁신사업(과제번호: P0022331)의 지원으로 수행되었습니다.

REFERENCES

- [1] L. Chen, G. Zhao, J. Yu, 2015, Hot Deformation Behavior and Constitutive Modeling of Homogenized 6026 Aluminum Alloy, *Mater. Design*, Vol. 74, No. 5, pp. 25-35, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.02.024>
- [2] C. Brown, T. McCarthy, K. Chadha, S. Rodrigues, C. Aranas Jr., G. C. Saha, 2021, Constitutive Modeling of the Hot Deformation Behavior of CoCrFeMnNi High-entropy Alloy, *Mater. Sci. Eng. A*, Vol. 826, No. 5, 141940, pp. 1-28, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2021.141940>
- [3] S. Liu, Q. Pan, H. Li, Z. Huang, K. Li, X. He, X. Li, 2019, Characterization of Hot Deformation Behavior and Constitutive Modeling of Al-Mg-Si-Mn-Cr alloy, Vol. 54, pp. 4366-4383, <https://doi.org/10.1007/s10853-018-3116-4>
- [4] R. Ebrahimi, A. Najafizadeh, 2004, A New Method for Evaluation of Friction in Bulk Metal Forming, *J. Mater. Process. Technol.*, Vol. 152, pp. 136-143, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.03.029>
- [5] R. Yu, P. Wang, G. Li, M. Fang, G. Xu, M. Zhang, 2022, Correction and Modeling of Flow Stress during Hot Deformation of 7055 Aluminum Alloy, *J. Mater. Eng. Perform.*, ASM Int., Vol. 31, No. 8, pp. 6870-6879, <https://doi.org/10.1007/s11665-022-06699-3>
- [6] Z. Wan, L. Hu, Y. Sun, T. Wang, Z. Li, 2018, Hot deformation behavior and processing workability of a Ni-based alloy, *J. Alloys Compd.*, Vol. 769, No. 15, pp. 367-375, <https://doi.org/10.1016/j.jallcom.2018.08.010>
- [7] L. Li, J. Zhou, J. Duszczczyk, 2006, Determination of a Constitutive Relationship for AZ31B Magnesium Alloy and Validation through Comparison between Simulated and Real Extrusion, *J. Mater. Process. Tech.*, Vol. 172, No. 3, pp. 372-380, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.09.021>
- [8] P. Christiansen, P. A. F. Martins, N. Bay, 2016, Friction Compensation in the Upsetting of Cylindrical Test Specimens, *Exp. Mech.*, Vol. 56, pp. 1271-1279, <https://doi.org/10.1007/s11340-016-0164-z>
- [9] B. Roebuck, M.S. Loveday, Y. Chastel et al., 2006, Measurement of Flow Stress at High Temperature in Solid Torsion Tests, *Mater. High Temp.*, Vol. 23, No. 2, pp. 119-144, <https://doi.org/10.1179/mht.2006.007>
- [10] R. Ebrahimi and A. Najafizadeh, 2004, A New Method for Evaluation of Friction in Bulk Metal Forming, *J. Mater. Process. Tech.*, Vol. 15, No. 2, pp. 136-143, <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.03.029>
- [11] W. G. Guo, S. Nemat-Nasser, 2006, Flow Stress of Nitronic-50 Stainless Steel over a Wide Range of Strain Rates and Temperatures, *Mech. Mater.*, Vol. 38, pp. 1090-1103, <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2006.01.004>