基于 QForm 的铝型材挤压填充缺陷预测

Prediction of Underfilling Defect in Aluminium Profile Extrusion Based on QForm

刘寒龙[1]，Ivan kniazkin[2]，孙立科[1]

（1.北京创联智软科技有限公司；2.QForm Group）

摘　要：本文详细分析并展示了挤压模具内的金属流动对填充缺陷形成的研究。基于欧拉方法，通过模拟分析了缺陷区的应力状态。在此基础上，发现平均应力（静水压力）不是标准中唯一能获得可靠结果的参数。作者提出了一种新的适用于欧拉网格的无量纲填充标准。它基于 QForm 挤压有限元软件获得的模拟结果分析和不同类型型材的实验对比。该标准已实际应用，并使用来自不同应用领域的多个工业项目获得了临界值。

关键词：型材挤压；填充缺陷；QForm；ALE 方法；质量；有限元；铝合金

1　介绍

目前在铝工业中，对各种不同复杂性的挤压型材有很高的需求：从实心棒材到汽车、航空航天、铁路和其他行业的复杂空心型材。复杂形状的挤压模具通常需要在短时间内设计出来，以满足实际需求。在这种情况下，大多基于模具设计师的经验，使设计过程更像是一门艺术而不是科学。这就是为什么现在，对挤压工艺使用有限元法方法数值模拟[1]，模拟已经成为设计工作流程中不可或缺的阶段。

在型材的生产过程中，可能会出现多种不同类型的缺陷。在一些论文中[2-5]有对这些缺陷的描述以及如何避免这些缺陷的建议。另外使用数值模拟和试验更详细地研究了与微观组织结构相关的特定缺陷，如条纹线[6-8]、焊接质量[9-13]、尾端缺陷[14-16]、横向焊合[16-19]、表面开裂[20,21]、与微观组织相关的缺陷[22, 23]等进行了详细的研究。

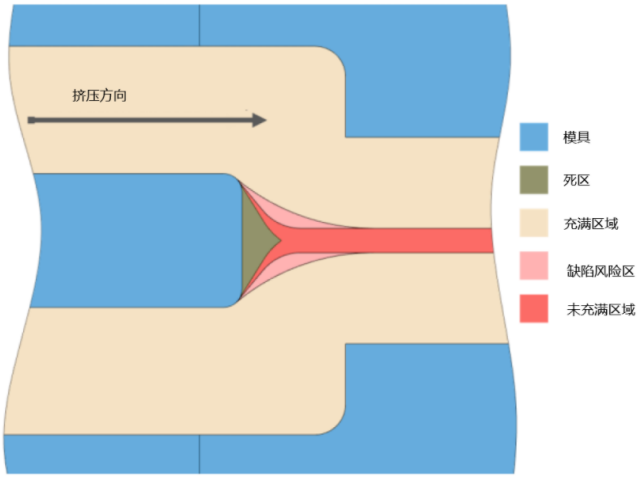

图 1　填充缺陷的图形表示

同时，实际生产中经常出现的另一个缺陷是填充不足（图 1）。它看起来像是型材的厚大区域的孔洞。一般来说，这种缺陷可能发生在通过模具分流孔时，轴芯支撑过大，或者使用形状不合适的所谓假轴芯时，该假轴芯没有连接工作带。缺陷形成过程如图 1 所示。粉色为缺陷风险区，仅部分满足填充缺陷形成的条件，因此通过这些区域的流动不会导致孔洞。红色代表着孔洞。

与上述其他挤出缺陷不同，使用数值模拟对填充不足缺陷还没有得到很好的研究。本文旨在通过挤压数值模拟找到预测挤压型材中此类缺陷的方法。

2 材料流动的两种描述方法

在数值模拟中，有两种方法可以描述材料的流动，即拉格朗日法和欧拉法。原则上，它们都可以描述连续运动，但在数值模拟中实现时具有某些差异。其中一个是材料流动的可视化。这就是为什么本文关注的是影响填充缺陷检测的差异，但没有数学细节，其他几位作者对此进行了全面描述[24-26]。

拉格朗日方法。拉格朗日方法是金属成形过程有限元模拟中最常用和有效的方法。该方法使用可移动网格，其中有限元节点的每个新位置都是使用给定时间步长计算的速度分布来定义的。在每个时间步，由于变形材料和模具之间的接触变化，局部边界条件可能会发生变化。这意味着金属流动与网格运动一起动态变化（图 2）。

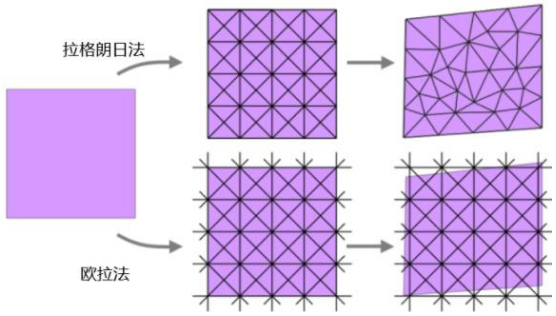

图 2 拉格朗日和欧拉网格比较

这种模拟挤压工艺方法的缺点之一是需要增量方法[26]。在这种情况下，挤出过程是从初始坯料到某个准稳态挤压阶段逐步计算的。使用增量方法会导致有限元网格的变形，从而累积计算误差，还需要工作带区域具有高网格密度，从而导致模拟时间非常长。导致它无法在短时内完成所需的精度的计算，因此这种方法并没有工业中广泛应用。

欧拉方法。与拉格朗日方法不同，在使用欧拉方法时，流动是使用具有固定网格进行模拟。网格的边界基于模腔定义，并约束金属可以流动的空间。在 QForm 软件中实现的这种方法使网格灵活的自适应，特别是在工作带附近的铝材中提供精细的网格。这显著提高了金属流动计算的准确性，可以考虑模具工作带的小角度倾斜。

另一方面，模腔内存在欧拉网格意味着模具分流孔、腔室和型材部分一开始就由有限元网格填充（图 2）。因此不能直接标示出填充缺陷。然而由于欧拉方法对于变形区固定的工艺最为有效，因此主要使用这种方法用于模拟挤压[27]。

其他基于欧拉网格的方法。有几种改进的方法，如任意拉格朗日-欧拉（ALE）、多材料 ALE（MMALE）和耦

合欧拉-拉格朗日（CEL）等，它们结合了拉格朗日和欧拉方法，部分利用了这两种基本公式的优点，消除了它们的缺点。无论它们之间有什么不同，在应用于挤压过程的模拟时，一个共同点是，模腔内的金属流动总是使用固定网格。因此创建可以使用欧拉网格预测填充缺陷的标准是一项有意义的研究。

3 填充标准的推导

在挤压过程中，进入模具的工作带区域之前模腔内是压应力。随着金属接近工作带，压应力沿挤压方向减小。这意味着材料在除工作带区域外的所有地方都以负平均应力（$\sigma_m < 0$）流过模具。为了使用无量纲值进行操作，最好使用三轴度σ_m/σ_s，即平均应力与流动应力的比值。使用了米塞斯屈服准则，并且$\bar{\sigma}$=σ_s，其中$\bar{\sigma}$是有效应力。

因此，可以假设三轴度参数可用于评估填充缺陷，即沿点的流动路径平均应力超过零的区域。另一个假设是，一旦检测到平均应力超过零，填充不足不会立即形成，而是在一段时间内形成。因此，为了评估填充不足，应在平均应力超过零的区域随时间累积三轴性参数：

$$TR = \int_0^t \frac{\sigma_m^+}{\sigma_s} dt \qquad (1)$$

这里σ_m^+是大于 0 的平均应力，dt是时间步长。

由于公式（1）具有时间维度，因此可以额外假设存在一些金属在模具内的平均应力大于零（$\sigma_m > 0$）形成缺陷的关键时间(t_{critical})：

$$TR = \int_0^t \frac{\sigma_m^+}{\sigma_s} dt > t_{\text{critical}} \qquad (2)$$

值得注意的是，在到达工作带之前平均应力超过零的区域，模腔内的任何总和都只能通过使用欧拉方法来实现。实际上未填充区域中没有金属，因此通过这种积分获得的任何值都是伪值，其唯一意义是在使用欧拉方法时预测缺陷。

为了考虑所提出的假设，模拟了一个具有明显填充不足缺陷的项目（图 3）。可以清楚地看出，根据所提出的方程（1）和（2），三轴度随时间的总和不足以对缺陷区域进行唯一识别。此外，型材的边缘部分标记不正确（图 4）。为了分析这种行为的原因，研究了两个指示点：1—位于型材边缘处的点，通常不会出现填充缺陷；2 - 形成填充缺陷的点。

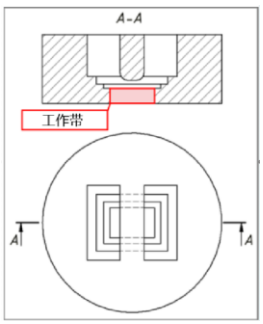

图 3 模具设计有明显的填充缺陷

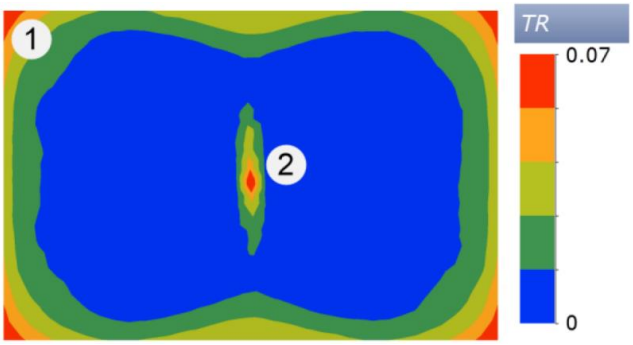

图 4 型材截面的 TR 值云图

对于点 1，塑性应变主要是在金属进入工作带之前累积，在工作带位置几乎没有观察到变形增加。同时，对于点 2，塑性应变的大部分累积发生在正平均应力区域：σ_m>0（图 5）。因此，对于点 1 和点 2，正应力区域中的累积应变值与总累积应变的比值存在显著差异（表 1）。

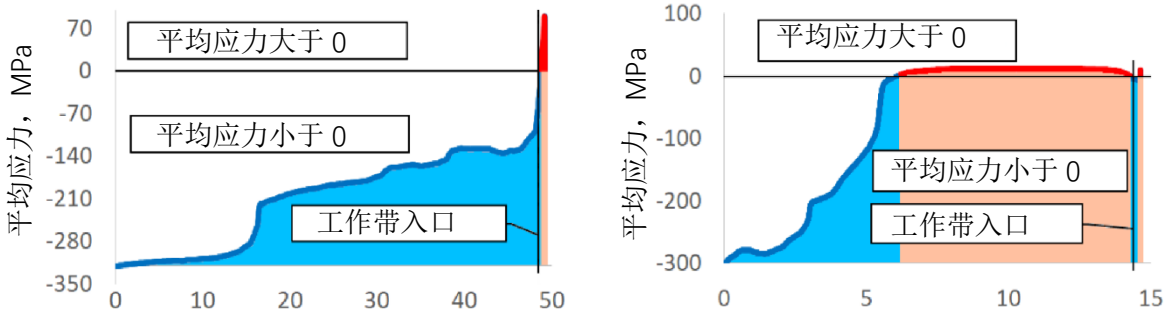

图 5 点 1 和点 2 的平均应力与塑性应变的关系

表 1 沿流动轨迹的点 1 和点 2 在平均应力大于 0 的应变值及其占总累积应变的比例

序号	在平均应力大于 0 的位置累计应变	平均应力大于 0 的累计应变占比
1	0.48	0.98%
2	8.21	56.11%

根据获得的结果，考虑到上述比率，对提出的标准进行了转换：

$$U = \frac{\varepsilon_p^+}{\varepsilon_p} \qquad (3)$$

这里ε_p是点在流动轨迹上的总累计塑性应变，$\varepsilon_p^+ = f\left({\sigma_m^+}/{\sigma_s}\,,\ \dot{\varepsilon},\ t\right)$是平均应力大于 0 区域的累计塑性应变。

方程（3）的物理含义如下：当平均应力σ_m^+累积的应变值等于或大于总累积塑性应变（ε_p）的阈值分数（k_ε）时，形成填充不足缺陷。

$$U = \frac{\varepsilon_p^+}{\varepsilon_p} \geq k_\varepsilon \qquad (4)$$

从这里，通过阈值归一化，标准的最终形式可以写成如下：

$$U_n = \frac{1}{k_\varepsilon}\frac{\varepsilon_p^+}{\varepsilon_p} \geq 1 \qquad (5)$$

根据所呈现的结果，假设 6 系合金的总累积塑性应变的临界分数（k_ε）等于总累积塑性应变的 3%，仅突出显示缺陷区域（图 6）。这一假设还把一些工业案例与模拟结果进行比较。这意味着方程（5）中低于 1 的值表示没有缺陷的区域。另一方面，在值接近 1 的一定范围内被视为有填充缺陷风险的流动区域（仅部分满足填充

缺陷的条件）。

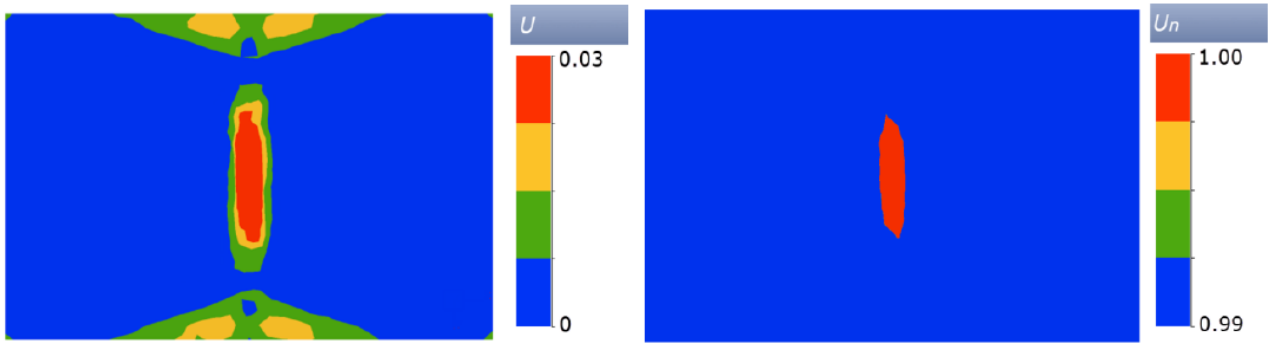

图 6 预测填充缺陷的U和U_n场

值得注意的是，根据图 5，工作带区域内的应变总和似乎过大，导致工作带附近区域的错误累积。但实际上并非如此，因为在一些工业案例中，如多孔模具（MP）或小的一出多型材挤压（MMP），可感知的塑性应变的累积可能发生在欧拉网格的承载区内（图 7）。这是因为为了防止模具轴向变形过大，型材中心位置附近的进料量通常设计得相对较小。因此，使用欧拉方法，工作带附近的流动条件对填充缺陷形成的影响对通过它们的金属的应变状态的细节非常敏感。

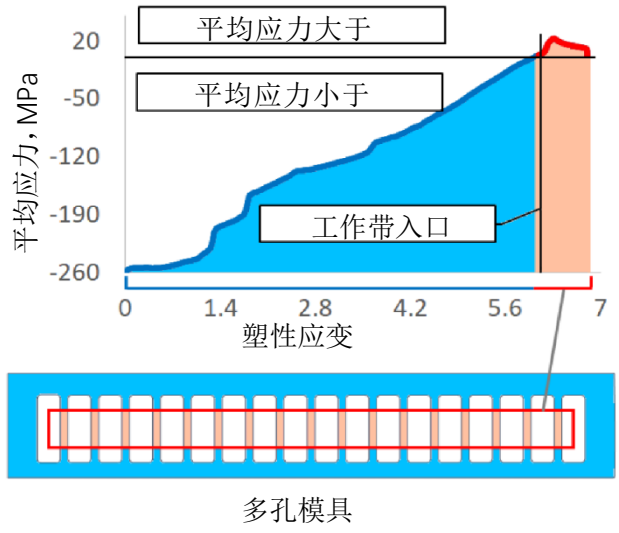

图 7 框选区域点的平均应力与塑性应变的关系

4 模型的工业验证

为了验证所提出的填充缺陷标准是否可以对设计的模具进行定性评估，分析了许多有缺陷的工业案例（图 8）。

模拟结果中红色位置应被视为缺乏铝材。在这些地方显示的所有其他场都被视为伪结果。蓝色表示材料无缺陷。

根据工业验证的结果，并考虑到所有提出的测试都是针对 6 系列铝合金进行的，至少对于该系列而言，累

积塑性应变的假设阈值可以使用临界值。另一方面，假设无论挤压何种合金，填充模型都保持不变，在存在一定量的实验数据的情况下，通过使用确定系数的反推方法进行模拟，可以非常简单地定义其他合金的临界值。从图 8 可以看出，实际剖面中孔隙的位置与模拟预测非常吻合。

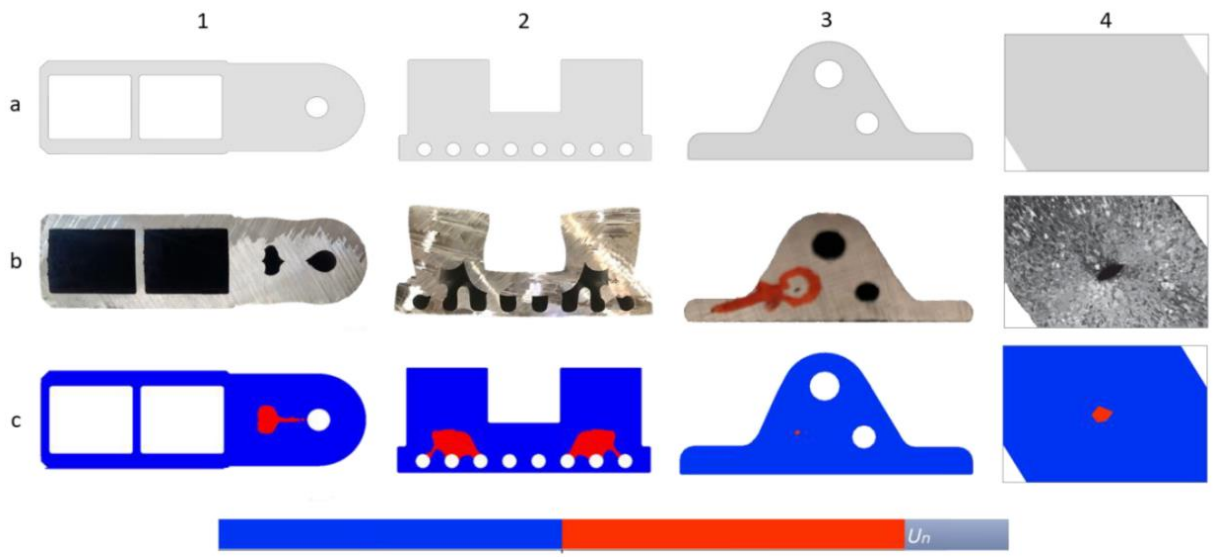

图 8 型材形状（a）、实际型材形状（b）和填充标准U_n模拟结果（c）比较

5 结论

总之，本研究得出了以下关键发现：

- 在使用欧拉方法的情况下，在金属流入工作带之前，模腔内铝的正平均应力决定了材料在实际挤压过程中没有材料流动的区域
- 平均应力不是决定欧拉方法填充缺陷的唯一参数
- 相对于总累积应变，正平均应力区域中累积的塑性应变有一个临界值，超过该值会导致形成填充缺陷
- 对于 6 系列铝合金，总累积塑性应变的临界分数为 3%

参考文献：

[1] N. Biba, S. Stebunov, A. Vlasov, Application of QForm Program for Improvement of the Die Design and Profile Extrusion Technology, Proceedings of ET Seminar, Orlando, USA, 2008.

[2] Sheppard, T. Extrusion of Aluminium Alloys, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, 1999.

[3] S.Z. Qamar, A.F.M. Arif, A.K. Sheikh, Analysis of product defects in a typical aluminum extrusion facility, Mater. Manuf. Process., 19 (2004) 391－405.

[4] Ma X. Surface quality of aluminium extrusion products, Ph.D. thesis, Enschede: University of Twente, 2011

[5] Neuhauser, F.M., Bachmann, G. & Hora, P. Surface defect classification and detection on extruded aluminum profiles using convolutional neural networks. Int J Mater Form 13, 591–603 (2020).
[6] Babaniaris S., Beer A., Barnett M.R. The Influence of Process Parameters and Themomechanical History on Streaking Defects in AA6060 Extrusions, in: Ratvik A. (Eds.), Light Metals 2017, The Minerals, Metals & Materials Series. Springer, Cham., 2017, pp. 371-377.
[7] Babaniaris, S., Beer, A.G. & Barnett, M.R. Optical and Microstructural Origins of Thermomechanical Streaking Defects in Hot Extruded AA6060. Metall Mater Trans A 50, 5483-5493 (2019).
[8] Y. Ma, X. Zhou, G.E. Thompson, J.-O. Nilsson, M. Gustavsson & A. Crispin. Origin of streaks on anodised aluminium alloy extrusions. Transactions of the IMF, 91:1, 11-16 (2013).
[9] Plata M., Piwnik J. Theoretical and experimental analysis of seam weld formation in hot extrusion of aluminum alloys. 1 (2000), pp. 205-211.
[10] L. Donati, L. Tomesani. The prediction of seam welds quality in aluminum extrusion. Journal of Materials Processing Technology. Volumes 153–154, 2004, Pages 366-373.
[11] L. Donati, L. Tomesani. The effect of die design on the production and seam weld quality of extruded aluminum profiles. Journal of Materials Processing Technology. Volumes 164–165, 2005, Pages 1025-1031.
[12] Schwane, M., Kloppenborg, T., Reeb, A., Ben Khalifa, N., Brosius, A., Weidenmann, K. A., & Tekkaya, A. E. Numerical Approach for the Evaluation of Seam Welding Criteria in Extrusion Processes. In Key Engineering Materials, (2012), (Vols. 504–506, pp. 517–522).
[13] I. Kniazkin, A. Vlasov. Quality prediction of longitudinal seam welds in aluminium profile extrusion based on simulation. Procedia Manuf. 50, (2020), pp. 433-438.
[14] H.S. Valberg, M. Lefstad, A.L.d. Moraes Costa. On the mechanism of formation of back-end defects in the extrusion process, Procedia Manuf., 47 (2020) 245-252.
[15] M. Negozio, R. Pelaccia, L. Donati, B. Reggiani, L. Tomesani, T. Pinter. FEM Validation of Front End and Back End Defects Evolution in AA6063 and AA6082 Aluminum Alloys Profiles. Procedia Manuf. 47, (2020), pp. 202-208.
[16] Reggiani, B., Pinter, T. & Donati, L. Scrap assessment in direct extrusion. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 107, 2635–2647 (2020).
[17] B. Reggiani and L. Donati. Experimental, Numerical, and Analytical Investigations on the Charge Weld Evolution in Extruded Profiles, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 99 (2018) 1379-1387.
[18] Negozio, M., Pelaccia, R., Donati, L. et al. Finite Element Model Prediction of Charge Weld Behaviour in AA6082 and AA6063 Extruded Profiles. J. of Materi. Eng and Perform 30, 4691–4699 (2021).
[19] Reggiani, B., Segatori, A., Donati, L. et al. Prediction of charge welds in hollow profiles extrusion by FEM simulations and experimental validation. Int J Adv Manuf. Technol 69, 1855–1872 (2013).

[20] Z. Peng & T. Sheppard. Study of surface cracking during extrusion of aluminium alloy AA 2014, Materials Science and Technology, 20:9, 1179-1191 (2004).
[21] S. Ngernbamrung, Y. Suzuki, N. Takatsuji, K. Dohda. Investigation of surface cracking of hotextruded AA7075 billet. Procedia Manuf. 15, (2018), pp. 217-224.
[22] X. Xu, X. Ma, G. Zhao, Y. Wang, X.Chen. Effects of abnormal grain growth at longitudinal weld on the aging behavior and mechanical properties of 2196 AlCuLi alloy profile. Materials & Design. Volume 210, 2021.
[23] Schikorra, M., Donati, L., Tomesani, L. et al. Microstructure analysis of aluminum extrusion: grain size distribution in AA6060, AA6082 and AA7075 alloys. J Mech Sci Technol 21, 1445 (2007).
[24] J.L.F. Aymone, E. Bittencourt, G.J. Creus, Simulation of 3D metal-forming using an arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element method, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 110, Issue 2, 2001, Pages 218-232.
[25] Skrzat, A. Application of coupled Eulerian-Lagrangian approach in metal forming simulations. Zesz. Nauk. Politech. Rzesz. Mech. 2012, 284, 25–35.
[26] Danchenko V.M., Milenin A.A., Golovko O.M. “Production of profiles from aluminum alloys. Theory and technology”, 2002, Dnepropetrovsk, Ukraine, System technologies (In Russian).
[27] Donati, L., Khalifa, N.B., Tomesani, L. et al. Comparison of different FEM code approaches in the simulation of the die deflection during aluminium extrusion, Int. J. Mater. Form. 3 (2010) 375-378.
[28] Den Bakker, A. Weld seams in aluminium alloy extrusions: Microstructure and properties, Ph.D. thesis, Delft: University of Technology, 2016.