

DOI:10.16356/j.1005-2615.2015.05.020

复杂几何体注塑制品翘曲变形模拟仿真

孙显俊¹ 苏旭明² 毛江辉² Tibbenham Patricia² 陶杰¹

(1. 南京航空航天大学材料科学与技术学院, 南京, 211106; 2. 福特汽车北美研发中心, 迪尔伯恩, 48124)

摘要: 注塑成型制品的翘曲变形作为评定制品质量的重要指标之一, 其研究有着重要的应用价值。为提高具有复杂几何形状的塑件翘曲变形预测精度, 对聚丙烯基热塑性弹性体 (Thermal plastic olefin, TPO) 分别进行了拉伸加载-卸载实验、压力-体积-温度 (Pressure-volume-temperature, PVT) 实验、复杂注塑制品翘曲变形的测量和数值模拟。材料的 PVT 曲线显示冷却过程中材料的热膨胀系数会发生非线性变化。拉伸应力应变曲线表明, 材料未表现出明显的屈服, 应变速率越大则弹性模量就越大, 而在卸载时弹性模量小于初始弹性模量, 并随总应变极限的增加而减小。修正 Chaboche 粘塑性模型并将其应用于高分子复合材料, 对各温度和应变速率下的应力应变曲线进行拟合获得本构方程参数, 编写子程序 UMAT 并嵌入到 TPO 复杂注塑制品的翘曲变形有限元模型中, 所得模拟结果不仅能成功预测试样取样位置上翘曲变形的趋势, 还能够发现在套筒位置和加强筋处的过度收缩。

关键词: 热塑性弹性体; 复杂塑件; 注塑成型; 翘曲变形; 数值模拟

中图分类号: TQ320.66 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-2615(2015)05-0752-08

Simulation System Development for Warpage of Injection Molded Part with Complicated Geometry

Sun Xianjun¹, Su Xuming², Mao Jianghui², Tibbenham Patricia², Tao Jie¹

(1. College of Material Science and Technology, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics,

Nanjing, 211106, China; 2. Research and Innovation Center, Ford Motor Company, Dearborn, 48124, USA)

Abstract: The warpage of injection molded part is one of the most important criteria to validate the quality of plastic part. In order to increase the accuracy of warpage prediction, the tensile loading-unloading tests at different strain rates and elevated temperatures, the pressure-volume-temperature (PVT) test, the deflection measurement and warpage simulation are conducted for the polypropylene based thermal plastic olefin (TPO). The PVT curves indicate that the coefficient of thermal expansion varies nonlinearly in the transition zone. The stress-strain curves show that the material has no obvious yielding. The Young's modulus increases with the increasing of strain rate. The slope of the stress-strain curves in the unloading path is different from the initial Young's modulus and dependent on the loaded strain limit, and it decreases when the loaded strain limit increases. The Chaboche viscoelastic constitutive relationship is adopt and modified to describe the mechanical behavior of TPO composite. The user subroutine UEXPAN and UMAT are developed to calculate the thermal and mechanical strain respectively. The warpage of injection molded part with complex geometry is simulated and compared with the measured

基金项目: 美国福特汽车公司中国大学研究基金(2009-5041R)资助项目; 江苏高校优势学科建设工程资助项目; 江苏省普通高校研究生创新计划(CXLX11-0190)资助项目; 南京航空航天大学研究基金(1006-KFA13731)资助项目。

收稿日期: 2015-01-10; **修订日期:** 2015-08-20

通信作者: 陶杰, 男, 教授, 博士生导师, E-mail: taojie@nuaa.edu.cn。

result. The predicted distribution of deflection exhibits a good agreement with the measured one. The area, in which the excessive shrinkage happens, can also be predicted in the simulation.

Key words: thermal plastic olefin (TPO); complicated plastic part; injection mold; warpage; numerical simulation

翘曲变形是注塑成型制品中常见的缺陷,随着人们对塑料制品的外观和使用性能要求的提高,翘曲变形作为评定制品质量的重要指标之一,其研究有着重要的应用价值^[1-2]。人们一般采用数学统计法来找出影响制品质量的主要工艺参数,同时设计实验或者采用注塑成型 CAE 技术进行工艺参数的优化^[3-6]。出于历史原因,也因为易于应用,人们进行翘曲变形数值模拟时通常采用积分形式的粘弹性本构^[7-9]。对于几何形状较为复杂的制品,局部区域可能发生过度收缩从而产生较大的应变,此时简单的本构关系将不能满足计算精度的需求。

Jansen 和 Titomanlio^[7]分析了注塑成型工艺对 L 型板注塑制品的收缩的影响,并开发了一个热弹性模型用以计算存在夹角的位置上材料的回弹。该模型考虑了材料属性(比如膨胀系数、结晶度、结晶引起的收缩、热性能)对翘曲变形的影响,对非晶材料注塑制品的翘曲变形模拟结果较好,但是不能准确地预测半结晶材料的翘曲变形结果。Azdast 等^[10]研究了带方孔平板的收缩,方孔作为特殊几何特征限制平板的自由收缩。作者利用粘弹性模型进行了残余应力的模拟计算,研究了冷却时间与残余应力及翘曲变形的关系,发现残余应力是注塑制品翘曲的主要原因。文献^[11]预测了聚丙烯制备的深度容器的变形,结果表明,注塑制品上的几何特征比如 L 型或者 U 型不会减小制件的挠度,而是会对变形的趋势和程度产生影响。Gao 等^[12]基于 Kriging 代理模型开发了一个优化方法,研究了盒子状注塑制品的翘曲变形,发现剪切速率和材料的压力-体积-温度(Pressure-volume-temperature, PVT)性能均对翘曲变形有较大影响。剪切速率低于 0.5 s^{-1} 时,注塑制品翘曲变形的程度与剪切速率成线性关系。当应用的 PVT 曲线考虑了冷却速度时,材料的相转变温度和整体结晶度均会发生变化,相应的注塑制品翘曲变形程度也发生了较大的变化。Lucyshyn 等^[13]研究了冷却速度对两种半结晶聚合物的相转变温度的影响,并通过数学公式描述了冷却速度和相转变温度之间的关系。将该数学公式嵌入到 Autodesk Moldflow Insight 2010 中以研究冷却速度对翘曲变形

的影响,发现采用三维模型进行模拟计算时,翘曲变形模拟结果精度得到了较大的提高。

本文对 Chaboche 粘塑性模型进行修正以描述复合材料的力学本构关系,并应用于复杂几何形状注塑制品的翘曲变形模拟。由于注塑成型过程从液态开始,且包括流体分析,为简化翘曲变形预测有限元模型,将注塑成型件的翘曲变形模拟分为两部分:第一部分为温度分布计算,通过商用注塑成型软件 Moldex3D 进行注塑成型过程分析,从而获得在不同时间步制品的温度分布;第二部分为力学计算部分,在 Abaqus 中建立注塑制品翘曲变形的有限元模型,并将第一部分不同时间步的温度文件导入作为温度边界条件。材料的热膨胀系数通过材料的 PVT 数据编写 Abaqus 用户子程序 UEXPAN 计算;材料的弹性-粘塑性本构通过 UMAT 嵌入有限元模型。

1 材料及实验

试验所用的聚丙烯基热塑性弹性体(Thermal plastic olefin, TPO) HostacomDYS707N(含 30% 橡胶,2% 滑石粉),均为 LyondellBasell 公司提供。复杂几何体制品在 BOY 80M 单螺杆注塑机上制备,注塑机能够分五级加热,模具温度通过控温机利用循环冷却液控制。注塑成型主要参数分别为螺杆速度 30 mm/s ,模具温度 $25 \text{ }^\circ\text{C}$,熔体温度 $204 \text{ }^\circ\text{C}$,注塑压力 50 MPa ,保压压力 41 MPa ,保压时间 10 s ,冷却时间 25 s 。

注塑制品几何形状见图 1,制品长 95.0 mm ,宽 65.0 mm ,厚 3.0 mm ,垂直高度最大 16.0 mm ,加强筋长 80.0 mm 。注塑制品的翘曲变形是由不均匀收缩所产生的残余内应力引起的,而注塑制品的不均匀收缩变化主要包括 3 部分^[14]:(1)材料的各向异性导致的不同方向的收缩差异;(2)制品不同区域温度和压力分布不同导致的收缩差异;(3)厚度方向上收缩率的差异。复杂几何体平面上同时存在加强筋、直角相交面以及套筒等几何特征,局部区域厚度发生突变,分子取向也呈立体分布,套筒、加强筋处材料温度和压力分布与周围区域差异较大,所以本文选用的复杂几何体涵盖了导致注

塑制品翘曲变形的主要因素。为验证翘曲变形预测的准确程度,采用三坐标测量仪(Coordinate measuring machine, CMM)测量了复杂几何体的翘曲变形。图2所示为复杂几何体 CMM 测量的夹具设计、试样摆放位置示意图。

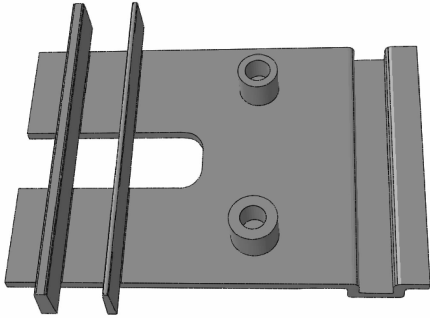


图1 复杂几何体几何形状

Fig. 1 Complicated geometry



图2 复杂几何体 CMM 实验夹持装置

Fig. 2 Fixture and part for CMM experiment

PVT 曲线的测量在活塞式试验机 GOTECH PVT100 上进行,实验参照标准 ISO 17744,冷却速度为 $5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$,测试压力分别为 30, 60, 90, 120 MPa。在实验前,试样在 $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ 下干燥 4 h,确保试样湿度小于 0.01%。

为研究材料的力学性能,同样利用注塑机 BOY 80M 制备拉伸试样,尺寸大小按标准 ASTM D638 I 型尺寸类型确定。在不同温度(25, 40, 60, 80, 100, 120, 140 $^{\circ}\text{C}$)和应变速率(10^{-2} , 10^{-3} , 10^{-4} s^{-1})下对材料进行了拉伸-压缩循环加载实验。循环加载实验在疲劳试验机 MTS 1332 上进行,试验机液压传动,最大载荷 5 kN,并配备带温度控制的环境试验箱。应变通过 DIC(Digital image creation)系统进行测量。

2 实验结果

2.1 PVT 曲线

图3所示为 TPO 材料不同压力下的 PVT 曲

线图。由于 TPO 的基体 PP 为半结晶聚合物,在冷却过程中会发生结晶,所以其 PVT 曲线分为明显的 3 个温度区间,分别为液态区、相变区以及固化区。3 个温度区间 PVT 曲线的斜率(即热膨胀系数)各不相同,尤其是相变区体积随温度还表现为非线性变化。注塑制品温度分布不均匀,同一时间制品各处的热膨胀系数不尽相同,这是制品产生翘曲变形的根本原因。不同压力下的 PVT 曲线的形状相同,某一压力下的 PVT 曲线可以通过其他压力下的 PVT 曲线在 T - V 平面内获得。本文在 PVT 数据的基础上通过数学拟合方法对各温度区间热膨胀系数进行了数学描述,并编写 Abaqus 用户子程序 UEXPAN 嵌入翘曲变形有限元模型中计算冷却过程中的热应变。

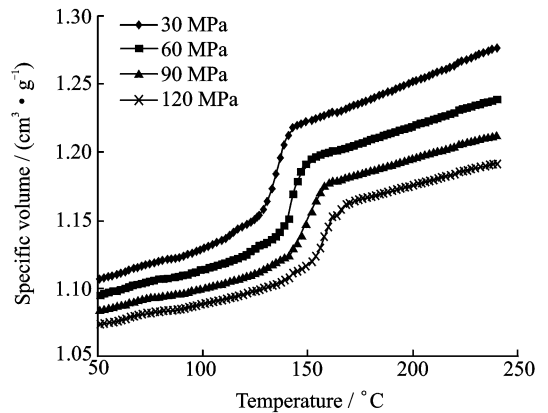


图3 Hostcom_DYS707N 材料 PVT 曲线

Fig. 3 PVT curves of Hostcom_DYS707N

2.2 拉伸实验结果

图4所示为不同温度下材料的拉伸应力应变曲线。Hostcom_DYS707N 拉伸应力应变曲线未出现明显的屈服,观察各温度下应力应变曲线起始段发现,在 $0\sim 0.6\%$ 之间时应力应变曲线基本呈线性变化,所以材料的弹性模量定义为 $0\sim 0.6\%$ 应变区间内应力应变曲线的斜率。材料的强度和弹性模量随温度的增加而逐渐减小。图5所示为不同温度下弹性模量随应变速率的变化曲线,各温度下弹性模量与应变速率的对数呈线性关系,应变速率增加则弹性模量增大。

2.3 翘曲变形实验结果

图6所示为复杂几何体制品实物图,箭头方向为熔体流动方向。制品上表面垂直于熔体流动方向并未发现明显的挠度变化,但是在流动方向制品原本平直的上表面发生了翘曲,并在加强筋和套筒

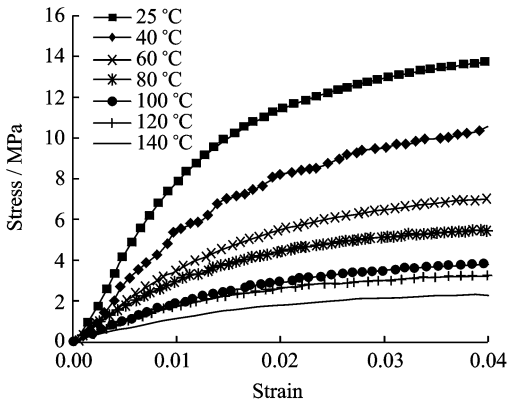


图 4 不同温度下材料的拉伸应力应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves at different temperatures

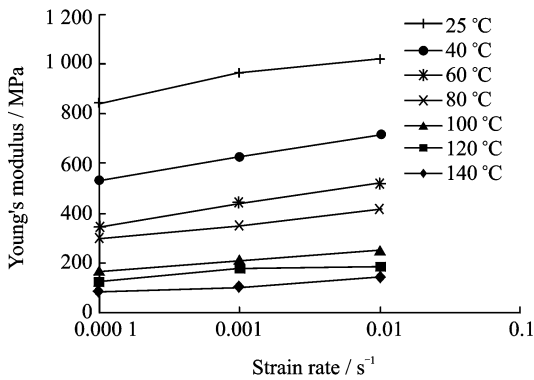


图 5 不同温度下弹性模量随应变速率变化曲线

Fig. 5 Young's modulus vs. strain rate at different temperatures

的弧度以满足三维应力分布的平衡,从而在熔体主要流动方向产生了翘曲变形。

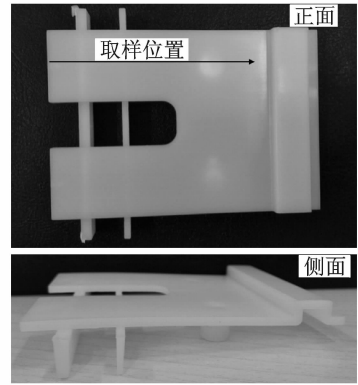


图 6 复杂几何体制品实物图

Fig. 6 Complicated part manufactured by injection mold

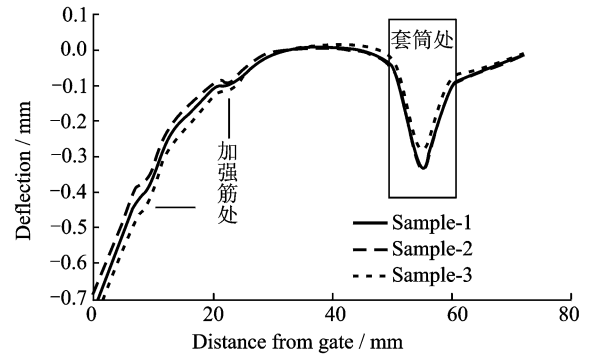


图 7 试样挠度分布曲线

Fig. 7 Curves of deflection distribution

处观察到了过度收缩。分别对通过同种注塑工艺制得的 3 件复杂几何体制品进行 CMM 测试,得到图 7 所示试样上表面取样部位轮廓曲线,取样位置见图 6 所示带箭头直线。由于试样上表面设计为平直平面,所以轮廓线即为挠度分布曲线,而由于制品右侧台阶的轮廓线发生突变,数量级远大于其他位置,不利于分辨其他位置的挠度变化,所以本文取浇口至台阶处的挠度分布进行研究,不包括台阶处的挠度分布。3 件制品挠度分布测量曲线差异很小,说明 CMM 方法在测量复杂几何体挠度时重复性能得到保证。试样在套筒背面和加强筋处均出现了过度收缩,特别在套筒背面收缩更大,达到了约 0.3 mm。这是因为这些位置厚度较大,材料与周围位置相比冷却较慢,芯部最后冷却后会在厚度方向产生拉应力,从而将原本平直的表面往芯部拖拽。过度收缩的发生导致套筒和加强筋处制品的受力呈三维立体分布,为达到应力平衡,过度收缩处周围制品的平直表面也会产生或多或少

3 力学本构关系

本文采用 Chaboche 粘塑性模型描述 TPO 复合材料的本构关系,该模型本来用于金属材料的粘塑性本构关系。假设材料各向同性,且仅发生小变形,在等温条件下,总应变 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 定义为弹性应变 $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ 和塑性应变 $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ 之和

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p$$

式中 $\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\varepsilon}^e, \boldsymbol{\varepsilon}^p$ 均为二阶张量。

材料的弹性变形行为可以通过胡克定律表示

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p)$$

式中 $\boldsymbol{\sigma}$ 为材料的应力张量; \mathbf{C} 为材料的刚度矩阵。假设初始变形为各向同性变形,刚度矩阵的各个分量都可以通过杨氏模量和泊松比计算刚度矩阵。

与一般金属材料不同,高分子材料的粘性不可忽略,应力应变曲线卸载时的斜率小于材料的初始弹性模量,且与总应变的大小有关。图 8 为不同应变加载极限下 TPO 材料的加载-卸载曲线,卸

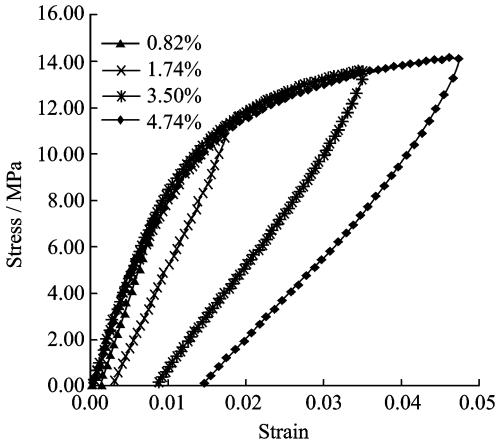


图8 不同应变极限下材料的加载-卸载曲线

Fig.8 Loading-unloading curves under different strain limits

载斜率随着应变加载极限的增加而逐渐减小。在非晶相中,一般高分子链能够进行相对移动。但是PP球晶中也存在一些非晶分子链,受到径向和切向层状晶体的包围,导致相对移动受到约束,称为刚性非晶分子链。这些约束在材料发生塑性变形时可能遭到破坏,塑性变形越大,越多的刚性非晶分子链能够发生相对移动,材料的刚度降低,所以卸载时材料的弹性模量比变形前材料的弹性模量低。

本文通过经验公式将材料卸时的弹性模量 $E(\epsilon)$ 表示为初始弹性模量 E_0 和总应变 ϵ 的函数

$$E(\epsilon) = E_0 (1 - \langle 0.6589 - 0.9612e^{-47.5\epsilon} \rangle)$$

式中: $\langle x \rangle$ 表示 $x > 0$ 时 $\langle x \rangle = x$; $x \leq 0$ 时 $\langle x \rangle = 0$ 。

应变速率在统一粘塑性框架下确定,表示为

$$\dot{p} = \sqrt{\frac{3}{2}} \left[\frac{J(\sigma' - X') - R - k}{K} \right]^n \frac{\sigma' - X'}{|\sigma' - X'|}$$

式中: σ' , X' 表示应力张量 σ 和 X 的偏量; $J(\sigma' - X')$ 为等效应力; k 表示初始屈服面的大小,也是初始屈服应力的大小。假设塑性流动引起的硬化由运动硬化和各向同性硬化两部分组成,用背应力张量 X 描述材料的运动硬化;标量 R 描述各向同性硬化,表示屈服应力的增量; K 为阻应力。 k 和 K 为温度相关的材料参数,背应力和各向同性硬化演化方程分别表示为

$$\begin{aligned} \dot{X}_i &= C_i \dot{\epsilon}_p - \gamma_i X_i \dot{p} \quad i=1,2 \\ \dot{R} &= b(Q - R) \dot{p} \end{aligned}$$

式中 C_i , γ_i , b 和 Q 为温度相关的材料参数。

通过上述弹性-粘塑性本构模型描述可知,该模型包含 10 个温度相关的参数,采用最小二乘

法对不同温度下应力应变曲线进行拟合,得到各温度下材料本构相关参数,如表 1 所示。图 9 为各温度下材料的应力应变曲线实验结果与改进的 Chaboche 模型预测结果对比图,应力应变曲线加载和卸载段吻合度均很高。本文采用的弹性-粘塑性模型尚未考虑材料的变形过程中的蠕变和松弛,所以在应变速率较低时,预测曲线略高于实验曲线。高分子复合材料的变形具有明显的蠕变和松弛特性,应变速率较低时,材料变形较慢,此时材料的蠕变和松弛效应不可忽略,从而导致的同一应变时实际应力较小或者同一应力时实际应变较大,在应力应变曲线上表现为预测曲线在实验曲线的上方,在图 9 所示各温度下应变速率为 10^{-4} s^{-1} 时的应力应变曲线中均可发现。

表 1 TPO 不同温度下 Chaboche 本构方程参数

Tab.1 Values of parameters for Chaboche constitutive relationship at each temperature

| $T/^\circ\text{C}$ | 25 | 40 | 60 | 80 | 100 | 120 | 140 |
|--------------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|------|
| E/MPa | 839.0 | 532.2 | 343.0 | 296.1 | 165.9 | 126.4 | 84.5 |
| n | 8 | 7 | 6 | 5 | 4 | 4 | 3 |
| K/MPa | 18.5 | 14.5 | 10.5 | 9.5 | 8.0 | 7.5 | 8.0 |
| k/MPa | 0.1 | 0.1 | 0.1 | 0.1 | 0.1 | 0.1 | 0.1 |
| C_1 | 200 | 200 | 200 | 200 | 200 | 200 | 200 |
| C_2 | 150 | 150 | 150 | 150 | 150 | 150 | 150 |
| γ_1 | 800 | 800 | 800 | 800 | 800 | 800 | 800 |
| γ_2 | 400 | 400 | 400 | 400 | 400 | 400 | 400 |
| Q/MPa | 6.0 | 5.0 | 4.0 | 3.0 | 2.0 | 1.5 | 1.0 |
| b | 80 | 80 | 80 | 80 | 80 | 80 | 80 |

4 复杂几何体注塑制品翘曲变形研究

4.1 注塑成型模流分析

为获得注塑过程中复杂几何体各时间步的温度分布,在 Moldex3D 中进行模流分析,模拟工艺参数根据实际注塑成型工艺参数设置。模流分析模型由制品、冷流道、模具和冷却管道四部分组成,所有尺寸根据实际尺寸建模(图 10)。三维网格划分采用 Moldex3D 自带的插件进行。

4.2 复杂几何体翘曲变形有限元模型

在 Abaqus 中建立翘曲变形有限元模型,有限元模型由制品和模具型腔两部分组成,制品为变形体,模具型腔为刚体。为了减少运算时间,对制品

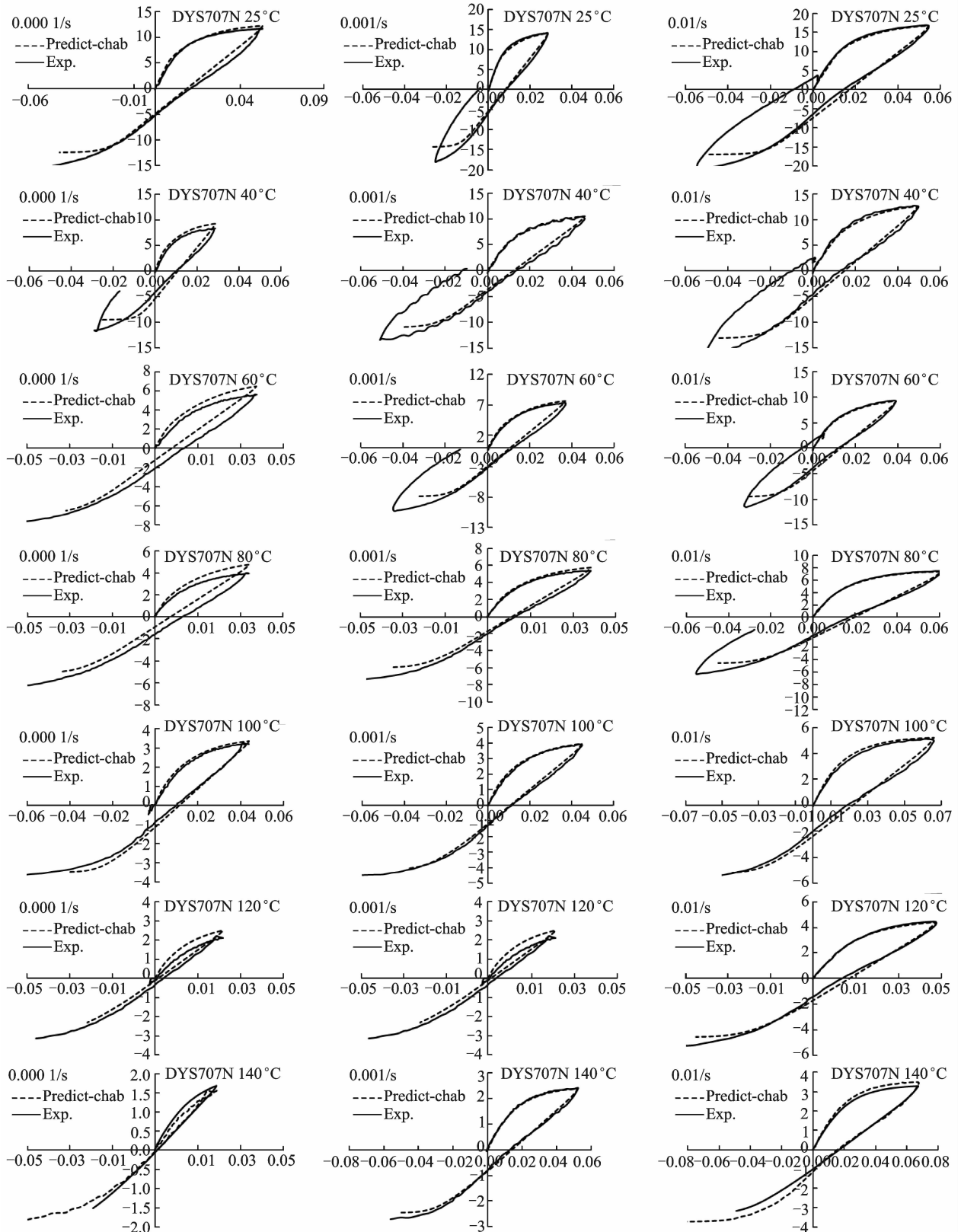


图 9 DYS707N 不同条件下应力应变预测曲线与实验曲线对比

Fig. 9 Comparison of predicted and measured stress-strain curves in different conditions

网格进行重划分, 从而获得简化的网格, 厚度方向平均分为 4 层, 网格类型为 C3D8R, 数量为

579 492, 将 Moldex3D 中不同时间步的温度分布导入到该网格上。图 11 所示典型时间节点制品的

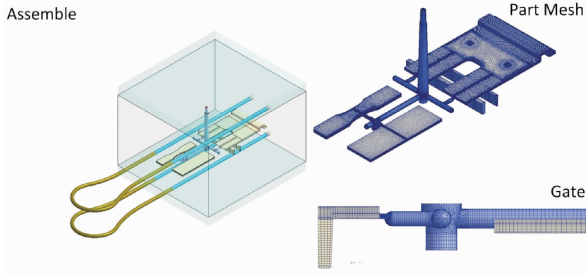


图10 注塑成型模流分析模型

Fig. 10 Moldex3D model of flowing analysis for injection mold

温度分布图,在套筒和加强筋处材料芯部的温度比周围区域的温度明显偏高。整个注塑制品翘曲变形过程分为4步,各步的温度边界条件以及接触条件各不相同:第一步为保压阶段,保压压力的存在保证制品与型腔表面紧密接触,因此制品的体积不变,只有结晶度随着温度的变化而变化;第二步为模内冷却阶段,结晶度逐渐增加,部件发生塑性变形,变形受到型腔的约束;第三步为试样的顶出阶段,型腔表面不再与制品接触,即制品能够自由变形,残余应力重新分布;第四步为模外冷却阶段,试样自由冷却,自由收缩,最终达到稳定状态,同样型腔表面不再与制品接触。

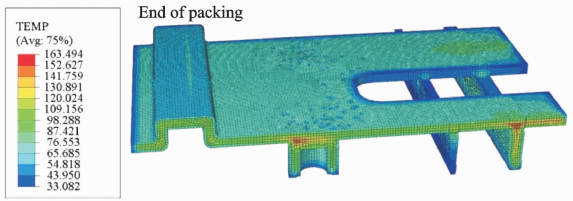


图11 复杂几何体保压结束时的温度分布图

Fig. 11 Temperature distribution of complicated part at end of packing

材料的热应变的计算通过对 PVT 曲线进行数学建模并编写 Abaqus 用户子程序 UEXPAN 嵌入到 Abaqus 中实现。材料的力学本构关系采用改进的 Chaboche 粘塑性模型进行描述,并通过 UMAT 嵌入到 Abaqus 中。温度高于熔点时,材料处于液态,不产生应力,为保证材料力学性能的连续性,本文假设材料的弹性模量和抗拉强度为材料 140 °C 对应性能的 1/10。

4.3 复杂几何体翘曲变形

图12为在Abaqus中模拟得到的复杂几何体 Von-Mises 应力分布云图,可以发现制品在加强筋和套筒背面出现了明显的应力集中,最大应力已经

高达约 7.3 MPa,说明部分材料已经处于塑性应变状态,这也证明了采用粘塑性本构关系进行注塑制品翘曲变形预测的必要性。应力集中区域材料往往发生了过度收缩,应力呈三维立体分布,周围材料厚度方向上挠度将发生变化,在厚度方向产生应力,以保证材料整体的应力平衡。

图13为复杂几何体取样位置上挠度分布的模拟结果与实验结果对比曲线图。Moldex3D 模拟结果得到的挠度分布趋势与实验结果差距略大,且未能预测套筒和加强筋处的过度收缩。而 Abaqus 模拟结果不仅能够成功预测取样位置上材料翘曲变形的趋势,还能够表征在套筒位置和加强筋处的过度收缩,且最大收缩值约为测量结果的 50%。但是 Abaqus 模拟结果与实验结果还存在一些差异,可能是由于制品的保压过程是在非均匀的压力下完成的,不均匀的压力导致结晶度的变化和整体收缩产生差异,而 Abaqus 翘曲变形预测系统并未考虑不均匀压力。离浇口越远,材料的压力越快降为零,实际制备复杂几何体制品时,套筒右侧在保压开始不久压力就降为零,因此在保压阶段就有体

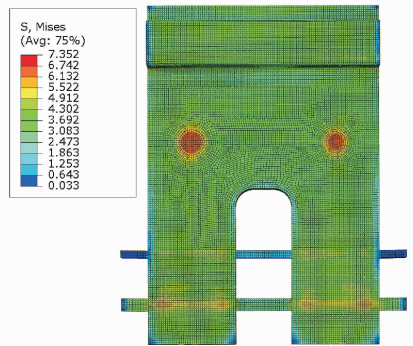
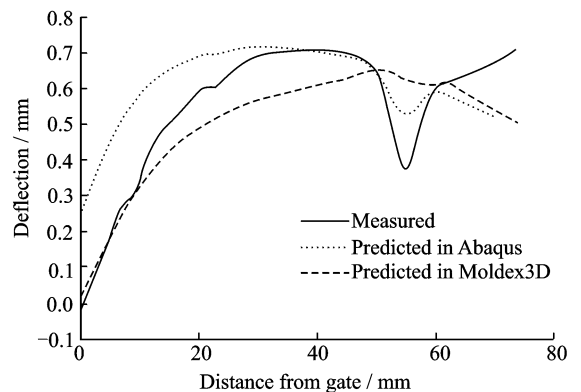


图12 试样 Von-Mises 应力分布云图

Fig. 12 Predicted Von-Mises stress distribution

图13 试样挠度分布曲线模拟结果与测量结果对比图
Fig. 13 Comparison of predicted and measured deflections

积变化和变形的产生,而 Abaqus 有限元模型中只在保压结束后计算制品的体积收缩和变形,因此套筒右侧区域翘曲变形 Abaqus 模拟结果与实验结果差异较大。

5 结束语

为提高复杂几何体注塑制品翘曲变形的预测精度,本文对材料 PVT 性能及力学性能进行了研究,并建立了有限元模型预测注塑制品的翘曲变形。PVT 实验结果显示,在相变过程中材料的热膨胀系数会发生非线性变化。不同温度和应变速率下材料的拉伸曲线表明,材料未表现出明显的屈服,弹性模量随应变速率的增加而增加,而在卸载时应力应变曲线的斜率小于初始弹性模量,并随应变加载极限的增加而减小。采用改进的 Chaboche 粘塑性模型对材料各温度下加载-卸载应力应变曲线进行拟合,拟合结果与实验结果吻合度较高。通过 Moldex3D 模拟复杂几何体注塑过程中各时间段的温度分布,并作为边界条件在 Abaqus 中建立有限元模型,利用 Abaqus 用户子程序 UEXPAN 和 UMAT 分别描述材料的热膨胀系数和力学本构关系,实现了 TPO 复杂几何体注塑制品的翘曲变形模拟,模拟结果能够预测制品的挠度分布趋势以及加强筋和套筒处的过度体积收缩,与 Moldex3D 相比,预测结果精度提高了约 50%。

致谢

感谢美国福特汽车公司北美研发中心的 John Lasecki 和 Robert Frisch 在实验检测上提供的帮助。同时也感谢 Moldex3D 公司在注塑成型模流分析建模上提供的帮助。

参考文献:

- [1] Chen C, Chuang M, Hsiao Y, et al. Simulation and experimental study in determining injection molding process parameters for thin-shell plastic parts via design of experiments analysis[J]. *Expert Systems with Applications*, 2009, 36(7): 10752-10759.
- [2] Xu Y, Zhang Q, Zhang W, et al. Optimization of injection molding process parameters to improve the mechanical performance of polymer product against impact[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2015, 76(9/10/11/12): 2199-2208.
- [3] Nian S, Wu C, Huang M. Warpage control of thin-walled injection molding using local mold temperatures[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2015, 61: 102-110.
- [4] Hakimian E, Sulong A B. Analysis of warpage and shrinkage properties of injection-molded micro gears polymer composites using numerical simulations assisted by the Taguchi method[J]. *Materials and Design*, 2012, 42: 62-71.
- [5] Chen D, Lu G, He L, et al. Warpage of injection-molded automotive B pillar trim fabricated with ramie fiber-reinforced polypropylene composites[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2015, 34(14): 1144-1152.
- [6] Yu J, Zhou X, Deng C, et al. Optimization of injection molding process of bearing stand based on BP network method[J]. *Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics*, 2014, 31(2): 180-185.
- [7] Jansen K, Titomanlio G. Effect of pressure history on shrinkage and residual stresses-injection molding with constrained shrinkage[J]. *Polymer Engineering and Science*, 1996, 36(15): 2029-2040.
- [8] Kim Y, Allen D, Little D. Computational constitutive model for predicting nonlinear viscoelastic damage and fracture failure of asphalt concrete mixtures[J]. *International Journal of Geomechanics*, 2007, 7(2): 102-110.
- [9] Spina R, Spekowius M, Dahlmann R, et al. Analysis of polymer crystallization and residual stresses in injection molded parts[J]. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 2014, 15(1): 89-96.
- [10] Azdast T, Behraves H A, Mazaheri K. Numerical simulation and experimental validation of residual stress induced constrained shrinkage of injection molded parts[J]. *Polimery*, 2008, 53(4): 304-310.
- [11] Horacio A, Francisco A, Victor P. Modeling and analysis of post ejection wall deflections in products made out of polypropylene[J]. *Polymer Engineering and Science*, 2010, 50(5): 1007-1018.
- [12] Gao Y, Turng L, Wang X. Process optimization and effects of material properties on numerical prediction of warpage for injection molding[J]. *Advances in Polymer Technology*, 2008, 27(4): 199-216.
- [13] Lucyshyn T, Knapp G, Kipperer M, et al. Determination of the transition temperature at different cooling rates and its influence on prediction of shrinkage and warpage in injection molding simulation[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2012, 123(2): 1162-1168.
- [14] Zheng R, Tanner I R, Fan X. Injection molding: integration of theory and modeling methods[M]. Heidelberg: Springer, 2011.

