DOI: 10.3901/JME.2019.06.129

基于参数映射的玻纤增强 PMH 结构数值方法*

聂 昕 雷发桂 朱国华 汪冬冬 熊东箭
(湖南大学汽车车身先进设计制造国家重点实验室 长沙 410082)

摘要: 针对传统数值分析方法对于注塑成型的长纤维增强聚合物-金属混杂(Polymer metal hybrid, PMH)结构存在的缺陷, 提出一种基于材料参数映射的全新数值仿真方法。采用多重连续介质理论(Multiple continuum theory, MCT), 将微观代表性体积元(Representative elemental volume, RVE)中的复合平均参数转化到各组分(纤维增强体和基体)上, 通过各组分平均参数变化来预测复合材料的损坏演变和失效, 无须建立反映实际的微观机械应力场模型。基于此材料参数模型, 将模流分析得到的纤维取向和残余应力信息与材料的拉伸试验数据进行拟合, 得到结构分析模型所需的纤维、基体的弹塑性参数, 最后将上述参数结果映射到结构分析模型中。该方法很好地将模流分析得到的大量分析数据映射到结构分析模型中, 实现更准确、高效的数值分析。基于这种方法, 对车身典型 PMH 大梁结构进行研究, 探究金属-聚合物界面粘接层粘接强度对残余应力、翘曲收缩变形及在标准工况下对整车各力学性能的影响, 研究表明: 当界面粘接强度大于 20 MPa 后, PMH 结构件的翘曲收缩变形量趋于一个较小的稳定值, 各典型工况下力学性能不会发生折损。

关键词: 注塑成型; PMH 结构; MTC 理论; 参数映射

中图分类号: TB333

Numerical Methods of Glass Fiber Reinforced PMH Structure Based on Parameter Mapping

NIE Xin LEI Fagui ZHU Guohua WANG Dongdong XIONG Dongjian
(State Key Laboratory of Advanced Design and Manufacture for Vehicle Body,
Hunan University, Changsha 410082)

Abstract: A new numerical simulation method based on material parameter mapping is proposed for the defect of traditional numerical analysis of long fiber reinforced plastic metal hybrid(PMH) structures for injection molding. Based on the multiple continuum theory (MTC), the compound mean parameters in the microscopic representative volume element(RVE) is transformed into its internal components (fibers and matrix), through the relationship change between the mean parameters of components to predict the damage evolution and failure of the composite, to avoid the establishment of the complex actual micro-mechanical stress model. Based on the mentioned above model, the fiber orientation and residual stress information obtained by the flow analysis were fitted with the tensile experimental data of the material to obtain the elastic and plastic parameters of the fiber and matrix needed for the structural analysis model. Finally, the above information were mapped to the structural analysis model. This method can map a large number of analytical data from the flow analysis model to the structural analysis model, so as to realize more accurate and efficient structural numerical analysis. Based on this method, the effect of the bonding strength of metal-plastic interface adhesive layer on the residual stress, the warpage and contraction deformation and the mechanical properties under the typical working condition of the vehicle is studied. The results show that the warpage and contraction deformation of the plastic parts is negligible when the bonding strength of the interface is greater than 20 MPa, the mechanical properties of the PMH structure are not be damaged under typical operating conditions.

Key words: injection molding; PMH structure; MTC theory; parameter mapping

* 国家自然科学基金(61232014)、广西区科技计划(桂科攻 1348005-1, 桂科攻 14122005-7)和中央高校基本科研业务费专项资金资助项目。
20180326 收到初稿, 20180914 收到修改稿

0 前言

汽车轻量化能够有效缓解日益严重的环境问题和能源问题,因此是汽车未来的发展趋势。各车企都在通过采用新材料、新结构和新的生产工艺来增强汽车轻量化效果,提高品牌的竞争力。金属与复合材料一直以来都是汽车制造材料的激烈竞争者,而聚合物-金属混杂(Polymer metal hybrid, PMH)制造技术通过一定的成型工艺将复合材料和金属组装成一个部件,从而达到轻量化、模块化的目的,同时有效控制成本。

目前长玻纤增强 PMH 结构的数值仿真技术方法并未成熟,这种零件结构的设计多依靠工程经验进行,缺少理论支持。传统数值分析方法只能进行简单的玻纤复合材料结构力学预测,以及注塑过程中各工艺参数对玻纤复合材料的影响分析,对复杂、尺寸较大的玻纤复合材料结构无法实现精确预测,同时计算效率低下。因此亟待新的数值仿真方法出现以推进 PMH 结构在汽车工业的应用。

早期的国内外学者对此进行过大量的理论研究,但大都基于经验主义,严重依赖于试验材料参数。2008 年,GRUJICIC 等^[1-2]学者对直接组合成型的 PMH 结构在汽车上应用进行了数值仿真,采用相同的网格模型进行模流和结构分析,通过 ABAQUS 用户子程序将模流分析得到的结果信息转换成可被结构软件识别的接口文件,但其局限性在于对于小模型才能保证较高的计算效率;2015 年,HANNA 等^[3]学者对纤维增强 PMH 结构的力学性能与失效模式进行了研究,获得了两种材料连接界面的损伤、失效对整体机械性能的影响规律,但力学仿真材料参数来源于试验数据,且忽略了注塑过程中残余应力的影响,因此仍具有局限性。

本文在前人研究的基础上,充分考虑注塑过程各工艺参数对结构性能的影响,并将影响结果作为初始边界条件运用到结构分析中。利用商业有限元软件 MOLDFLOW 对注塑过程进行模流分析,得到各工艺参数下模型的残余应力、玻纤方向分布以及翘曲、收缩变形量,基于多重连续介质理论(Multiple continuum theory, MCT),将复合材料的复合平均物理量分解成材料组分的应力、应变来预测损坏演变和失效,拟合不同方向的复合材料单向拉伸试验获得的应力应变曲线,得到准确描述纤维各方向弹塑性响应的节点材料参数,最后将上述结果信息映射到结构分析模型中,从而实现注塑成型的玻纤复合材料高效、准确的结构力学分析。通过对比模流

分析和结构分析中翘曲变形结果,验证基于材料参数映射仿真方法的准确性。最后采用此方法,对一汽车 PMH 结构进行典型工况分析,得出 PMH 结构界面黏接强度对其力学性能的影响因子和趋势。

1 模流和结构分析模型的建立

玻纤增强 PMH 结构主要应用于汽车的结构件上,如前端模块、尾门总成等,其普遍表现为结构复杂、几何尺寸大和厚度分布不均匀。本文考虑时间成本和方法适用性,选取汽车上一典型梁结构进行数值仿真分析,三维实体模型如图 1 所示。

图 1 典型 PMH 梁结构三维实体模型

该玻纤增强 PMH 结构采用一体注塑成型工艺,其制造流程如下:首先将预热后的金属嵌件置于注塑模具中,然后将熔融态的聚合物经注塑浇口注入模具型腔中,最后两者一起冷却固化,从而形成一体化产品。基于模流分析对注塑过程进行仿真,模流分析模型采用四面体网格,在厚度方向上划分 16 层网格以准确获得纤维取向分布和残余应力分布情况。结构分析模型中金属和复合材料采用四面体 C3D4 类型网格,金属-聚合物界面粘接层采用六面体 COH3D8 单元。此联合建模方法能够保证仿真精度的基础上简化结构分析模型的建立,提高计算效率,同时能够构建厚度任意、形状复杂的零件模型。模流分析模型和结构分析模型分别如图 2、图 3 所示。

图 2 模流分析有限元模型

图3 结构分析有限元模型

玻纤增强聚合物材料选择为巴斯夫公司的 BASF PA6 Ultramid B3EG6, 填充物为 30% 的长玻璃纤维。玻纤增强聚合物、金属嵌件和粘接层的材料性能参数参考文献[4]如表 1 所示。

表 1 玻纤增强 PMH 结构材料性能参数

材料属性	B3EG6	Steel	Cohesive
纵向弹性模量/GPa	10.7	210.000	3.005
横向弹性模量/GPa	4.228	210.000	3.005
主泊松比	0.38	0.3	0.37
次泊松比	0.55	0.3	0.37
纵向切变模量/GPa	1.412	80.769	1.300
纵向膨胀系数/C	2.3×10^{-5}	—	—
横向膨胀系数/C	6.8×10^{-5}	—	—
厚度/mm	3.0	1.5	0.01

2 玻纤复合材料弹性性能预测

基于基础连续介质力学理论, 将材料的物理量均匀分布在关注点周围的 RVE 上, 可以实现对该关注点的物理量的预测。而在注塑成型过程中, 由于受注塑件结构和成型工艺参数的影响, 纤维增强体会随机分布在三维空间里, 因此直接建立能够充分反映实际微观机械应力场的模型将是一项极其复杂且难于计算的工作。MCT 理论^[5]的基本观点如下: 相比于复合平均应变和应力状态, 组分(基体和增强体)的平均应力和应变状态预测损伤演变和材料性能失效方面更加准确, 即基体和填充物成分的损伤演化和失效实际上由各自组分材料的应力和应变推动, 根据组分平均应力和应变状态变化可以更好地预测玻纤复合材料的损伤演变和材料失效。

2.1 MCT 材料参数分解

根据 MCT 理论将 RVE 中的复合平均应力和应变分解到其内部的基体、纤维增强体上, 无论 RVE 中实际应力是如何复杂地分布, RVE 内的复合平均应力状态 σ^c 与纤维增强体和基体平均应力状态 σ^f 、 σ^m 总有如式(1)所示的关系式^[6]

$$\sigma^c = \varphi_f \sigma^f + \varphi_m \sigma^m \quad (1)$$

式中, φ_f 和 φ_m 分别对应为 RVE 中纤维增强体和基体组分材料的体积因子, 同理各组分的平均应变关系如下

$$\varepsilon^c = \varphi_f \varepsilon^f + \varphi_m \varepsilon^m \quad (2)$$

在结构分析模型中, 任何材料点上的复合平均应力和应变状态都可直接访问, 根据 MCT 理论分解过程首先需要合适的本构方程, 该本构方程基于线性关系式通过平均应变来表示平均应力^[7]

$$\sigma^c = C^c \varepsilon^c - \varepsilon_0^c = C^c (\varepsilon^c - \theta \alpha^c) \quad (3)$$

$$\sigma^f = C^f \varepsilon^f - \varepsilon_0^f = C^f (\varepsilon^f - \theta \alpha^f) \quad (4)$$

$$\sigma^m = C^m \varepsilon^m - \varepsilon_0^m = C^m (\varepsilon^m - \theta \alpha^m) \quad (5)$$

式中, C^c 、 C^f 和 C^m 分别表示 RVE 内均质复合材料、纤维增强体组分和基体组分材料的六阶本构矩阵。 θ 表示温度变化量。 α^c 、 α^f 和 α^m 分别表示 RVE 中均质复合材料、纤维增强体组分和基体组分材料的热膨胀系数。

将(3)~(5)分别代入式(1)中, 得

$$C^c \varepsilon^c - \theta \alpha^c = \varphi_f C^f \varepsilon^f - \theta \alpha^f + \varphi_m C^m (\varepsilon^m - \theta \alpha^m) \quad (6)$$

将式(2)代入式(6), 对纤维平均应变 ε^f 进行求解, 得

$$\varepsilon^f = \frac{\varphi_m}{\varphi_f} C^c - C^{f-1} (C^c - C^m) \varepsilon^m + \frac{\theta}{\varphi_f} C^c - C^{f-1} (C^c \alpha^c - \varphi_f C^f \alpha^f - \varphi_m C^m \alpha^m) \quad (7)$$

为方便起见, 现在定义一个 6×6 矩阵 A 和一个 6×1 矢量 a

$$A = \frac{\varphi_m}{\varphi_f} C^c - C^{f-1} (C^c - C^m)$$

$$a = \frac{1}{\varphi_f} C^c - C^{f-1} (C^c \alpha^c - \varphi_f C^f \alpha^f - \varphi_m C^m \alpha^m)$$

因此, 式(7)可简化为

$$\varepsilon^f = A \varepsilon^m + a \theta \quad (8)$$

矩阵 A 为联系组分中的平均机械应变的参数, 而 a 为联系组分中的平均热应变的参数, 代入式(2), 可得复合平均应变状态 ε^c 与基体平均应变状态 ε^m 之间的表达式

$$\varepsilon^c = \varphi_f A + \varphi_m^{-1} (\varepsilon^c - \varphi_f a \theta) \quad (9)$$

根据式(2), 可得纤维平均应变状态 ε^f

$$\varepsilon^f = \frac{1}{\varphi_f} (\varepsilon^c - \varphi_m \varepsilon^m) \quad (10)$$

基体和纤维增强体的平均应变求出之后,通过式(4)和(5)线性本构方程求出基体和纤维增强体平均应力 σ^m 、 σ^f 。

以上四个方程(式(1)、(2)、(9)和(10))便是 MCT 分解形式,基于以上关系式,任意材料点的复合平均应变状态都可分解为相同材料点的基体和纤维增强体组分的平均应变和应力状态。只要已知材料点的复合平均应变状态,均可快速求解其组分的平均应变和应力状态。MCT 分解是一项使能技术,可以更好地以物理方式观测异质复合微观结构的状态。

2.2 MCT 基于组分的失效准则

在典型的纤维增强复合材料中,各组分材料的强度具有较大差异。因此,行业一个被广泛接受的方法是为纤维增强体和基体分别制定失效准则。本文利用每个组分材料的单独失效准则并基于组分平均应力状态制定组分失效准则。该准则可表示为组分平均应力分量的二次函数

$$\pm A_1^m (I_1^m)^2 - \pm A_2^m (I_2^m)^2 + A_3^m I_3^m + A_4^m I_4^m - \pm A_5^m I_1^m I_2^m = 1 \quad (11)$$

$$\pm A_1^f (I_1^f)^2 + A_4^f I_4^f = 1 \quad (12)$$

式(11)、(12)分别表示基体、纤维成分失效准则, A_i^m 、 A_j^f ($i=1, 2, 3, 4, j=1, 4$) 分别表示基体、纤维增强体失效的可调整系数,由试验所得的复合材料强度确定^[8]。 I_i^m 和 I_j^f 分别是采用 MCT 分解方程计算的基体、纤维增强体横向各向同性组分平均应力不变量。

$$\begin{cases} I_1^m = \sigma_{11}^m \\ I_2^m = \sigma_{22}^m + \sigma_{33}^m \\ I_3^m = (\sigma_{22}^m)^2 + (\sigma_{33}^m)^2 + 2(\sigma_{23}^m)^2 \\ I_4^m = (\sigma_{12}^m)^2 + (\sigma_{13}^m)^2 \\ I_1^f = \sigma_{11}^f \\ I_4^f = (\sigma_{12}^f)^2 + (\sigma_{13}^f)^2 \end{cases} \quad (13)$$

此外,泊松比生成的自平衡法向应力或成分材料之间的热相互作用在组分失效准则中得到了保留,应用组分失效准则能够明显提高损坏演变和复合材料失效预测的准确性。

2.3 纤维取向分布预测

注塑成型的玻纤增强复合材料具有各向异性特性,其主要原因是增强纤维在空间的取向分布以及由此导致的温度、应力场分布不均匀。若想得到准

确的结构的翘曲变形以及力学性能参数,必须准确预测纤维取向分布和应力场。在注塑成型分析过程中,按照牛顿流体理论来定义熔融聚合物的流动,通过 Folgar and Tucker 模型来描述纤维在空间的取向分布^[1],为了描述纤维增强体在厚度方向上的分布差异,引入二阶相互作用系数张量 C_{ij} 来计算纤维取向角在三维空间中随时间的变化关系,其值表示纤维增强体之间相互作用的大小,数值由纤维增强体的体积百分比和长宽比确定,将 Folgar and Tucker 模型改进可得到 Anisotropic rotary diffusion(ARD)模型^[9]

$$\begin{cases} \frac{D\mathbf{a}_{ij}}{Dt} = \lambda(D_{ik}\mathbf{a}_{ik} + \mathbf{a}_{ik}D_{kj} - 2D_{kl}\mathbf{a}_{ijkl}) + \mathbf{a}_{kj}\omega_{ik} - \mathbf{a}_{ik}\omega_{kj} + \\ 2\lambda(C_{ij} - C_{kk}\mathbf{a}_{ij}) - 3\gamma C_{jk}\mathbf{a}_{kj} + C_{kj}\mathbf{a}_{jk} + 6\gamma C_{kl}\mathbf{a}_{ijkl} \\ \lambda = (a_R^2 - 1)/(a_R^2 + 1) \\ \omega_{ij} = v_{ij} - v_{ji}/2 \\ \gamma^2 = 2D_{ij}^2 \end{cases} \quad (14)$$

式中, $\mathbf{a}_{ij}$ 、 $\mathbf{a}_{ijkl}$ 表示二阶、四阶取向张量, λ 表示纤维长径比, ω 和 D 表示速度梯度, a_R 表示纤维长宽比, γ 表示广义剪切速率, δ_{ij} 表示克罗内克函数值^[4];

模流分析中纤维取向预测结果如图 4 所示。

纤维取向张量为 0.871 2

图 4 模流分析预测纤维取向分布

2.4 热残余应力预测

在注塑过程中,基体和纤维增强体的热膨胀系数差异以及在厚度方向上的冷却固化时间差异会引起热残余应力,当注塑件从模具中取出后,热残余应力便会寻求新的平衡状态,从而导致注塑件的翘曲变形。计算残余应力首先需要得到局部的热膨胀系数和刚度属性,这些材料参数可通过式(14)确定纤维取向张量后计算所得。根据节点周围的纤维取向分布计算实际复合材料的各向异性刚度,称为纤维取向平均^[10]过程,单向纤维复合材料的刚度矩阵公式描述如下

$$C_{ijkl} = \frac{\int_0^\infty C_{ijkl}^*(l/d) p(l) dl}{\int_0^\infty p(l) dl}$$

式中, C_{ijkl}^* 为与长径比 l/d 有关的函数, 其值由文献[11-12]中推导的 Eshelby-Mori-Tanaka(EMT)方法计算, $p(l)$ 为与纤维含量有关的概率密度函数。基于正交各向异性假设, 在每个关注点上采用以下 9 参数的取向平均模型

$$\begin{aligned} \bar{C}_{ijkl} = & B_1 a_{ijkl} + B_2 (a_{ij} \delta_{kl} + a_{kl} \delta_{ij}) + \\ & B_3 (a_{ik} \delta_{jl} + a_{il} \delta_{jk} + a_{jl} \delta_{ik} + a_{jk} \delta_{il}) + B_4 \delta_{ij} \delta_{kl} \times \\ & B_5 (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) + B_6 a_{ij} a_{kl} + B_7 (a_{ik} a_{jl} + a_{il} a_{jk}) + \\ & B_8 (\delta_{ij} a_{km} a_{ml} + \delta_{kl} a_{im} a_{mj}) + \\ & B_9 (\delta_{ij} a_{km} a_{mi} + \delta_{kl} a_{lm} a_{mj} + \delta_{jk} a_{im} a_{ml} + \delta_{il} a_{jm} a_{mk}) \end{aligned} \quad (15)$$

式中, $\bar{C}_{ijkl}$ 表示平均刚度张量, $B_1 \sim B_9$ 的值通过二维随机模型和 Tandon-Weng 单向模型确定。现已证明, 纤维取向平均预测的各向异性刚度与从有限元模型获取的各向异性刚度之间差异性很小^[13]。

根据 Rosen-Hashin 模型的张量等价形式, 可计算得到热膨胀系数张量

$$\alpha_\beta = (\alpha_\beta^m - \alpha_\beta^f) (C_{\alpha\beta}^f - C_{\alpha\beta}^m)^{-1} (C_{\alpha\beta}^m - \bar{C}_{\alpha\beta}) \quad (16)$$

式中, α_β 表示材料的热膨胀系数, $\bar{C}_{\alpha\beta}$ 表示从式(15)中计算的平均刚度张量。根据 Mori-Tanaka 热-机械微观本构模型^[14], 热残余应力的计算式为

$$\sigma_\alpha^c = C_{\alpha\beta}^c (\varepsilon_\beta^c - \alpha_\beta^c \Delta T) \quad (17)$$

$$\sigma_\alpha^m = C_{\alpha\beta}^m (\varepsilon_\beta^m - \alpha_\beta^m \Delta T) \quad (18)$$

$$\sigma_\alpha^f = C_{\alpha\beta}^f (\varepsilon_\beta^f - \alpha_\beta^f \Delta T) \quad (19)$$

式中, $C_{\alpha\beta}$ 表示材料的刚度矩阵, 某一点处的总合成应变状态 ε_β^c 可从结构分析模型代码中获得, 通过 MTC 特征化分解公式, 得到基体和纤维增强体的平均应变 ε_β^m 、 ε_β^f 。

将各组分平均应变代入式(18)、(19), 即可得到相应的残余应力。温度增量存在以下关系式

$$\Delta T = R_c T - T_{st} - R_c \{T_{amb} - T\} \quad (20)$$

式中, $\{X\} = \begin{cases} 0 & x < 0 \\ X & x > 0 \end{cases}$, T_{sf} 为增强材料的无应力

温度, 此处为材料的固化温度, T_{amb} 表示环境温度, R_c 表示固化值, 参考 Kenik 理论^[13], 取 0.5。

基于上述数值推导公式可得到制品中的热残余应力情况, 并将其映射到结构分析模型中, 作为初始边界条件传递给结构分析模型, 考虑热残余应力

后可提高结构分析的准确性。

3 网格模型映射方法

玻纤复合材料通过注塑成型工艺制造, 其结构及工艺参数等因素会影响玻纤复合增强材料的纤维取向, 使之极其复杂的分布在三维空间里, 纤维取向对模型性能有较大的影响, 因此需要在结构分析模型的对应节点上设置准确的弹塑性响应材料参数, 从而实现玻纤复合材料的力学性能的准确模拟。但是模流分析模型和结构分析模型使用不同的有限元网格, 使得结构分析模型不能直接采用通过模流分析获取的纤维取向分布及残余应力等信息, 因此材料参数要在映射前经过特征化处理并插入到结构分析模型的对应节点上。

3.1 MCT 材料参数拟合过程

后续的结构分析需要使用 MCT 理论模型, 因此需要对 MCT 模型材料参数进行确定, 主要是通过拟合试验数据来实现。将前述模流分析得到的模型结果信息与 0° 、 45° 、 90° 方向的单向拉伸试验所获得的应力应变曲线进行拟合, 从而确定模型的弹塑性力学参数, 主要是纤维、基体的弹性模量、剪切模量和塑性参数。该模型弹塑性力学参数的确定具体通过以下两步来完成。

(1) 四个弹性系数的确定: 模型能够准确拟合 0° 、 45° 及 90° 单向拉伸试验获得的弹性段响应曲线(三个不同方向拉伸曲线分别提供前几个数据点)。

(2) 通过对四个塑性系数的调整, 使模型能对三个不同方向拉伸试验获得的完整响应曲线进行精准拟合。

材料三个不同方向的拉伸试验应力应变曲线由 BASF 公司提供, 拟合情况如图 5 所示。

图 5 试验数据与拟合数据拟合情况

由图 5 可知, 拟合后的曲线与原始试验数据十分吻合, 利用该种拟合方法获得的数据可以将注塑

后真实的材料特性进行准确的描述,同时为后续结构分析模型提供了准确的力学性能参数。

3.2 材料参数特征化及映射

就车用玻纤增强结构而言,纤维取向张量沿着零件的厚度方向有明显的变化,根据经典层压理论,将材料模型沿着厚度方向划分为 12 层,每层赋予唯一的纤维取向张量。由于纤维体积因子与纤维取向张量紧密相关,故可运用多项式拟合建立关系式,通过纤维体积因子获得每个层厚度方向上的取向张量^[15]。首先基于表面层确定纤维取向张量,然后基于中心层确定纤维取向张量,最后通过线性插值的方法确定位于中心层与表面层间的其他各层的纤维取向张量。假定在曲率与力之间无耦合行为。则可用如下表达式

$$\begin{pmatrix} N \\ M \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B \\ B & D \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon^0 \\ \kappa \end{pmatrix} \quad (21)$$

式中, $A = \sum_{j=1}^N Q^* (Z_j - Z_{j-1})$, Q^* 为平面应力刚度矩

阵, $Z_j - Z_{j-1}$ 为每个层的厚度。使用此方法,增量形式的载荷将应用到多层模型,最终确定一组最适合的弹塑性系数和成分失效准则的失效系数。

基于此方法,纤维取向分布映射到结构分析模型的结果如图 6 所示。

图 6 纤维取向映射到结构分析模型结果

将图 6 与图 4 进行对比,结构分析模型的纤维取向映射结果的分布与模流分析仿真的结果基本一致,证明模流分析获取的信息能够准确映射到结构分析模型中。为探究有无纤维取向分布映射对结构分析结果的影响,对该 PMH 结构进行验证分析,模流与结构分析工况、边界条件不变,其结果如图 7、8 所示。由对比结果可知,有纤维取向分布映射的结构最大应力比无纤维取向映射结构高 12.59 MPa,不能忽略,在后续的结构分析中必须考虑纤维取向分布的影响,以提高结构力学性能分析的准确性。

图 7 无纤维取向映射结构分析应力云图

图 8 纤维取向映射结构分析应力云图

4 PMH 复合材料结构性能分析

PMH 组件注塑完成后,受到内部冷却结晶不均匀、纤维取向等因数的影响,组件内部会存在残余应力,当 PMH 组件注塑完成被顶出模具后,残余应力释放直达到一个新的平衡状态,具体表现在其结构会发生收缩翘曲变形,残余应力或翘曲变形过大都会导致 PMH 组件品质下降,力学性能恶化。通过对 PMH 组件结构性能分析验证注塑过程工艺参数的合理性,进而校核 PMH 组件在汽车不同典型工况下的力学性能。

4.1 金属-聚合物界面黏胶单元的构建模拟

除了金属材料、聚合物会对 PMH 结构的力学性能产生影响,两者之间粘胶层强度对其性能影响也很大。可以通过牵引力-位移关系描述粘接单元的机械力学性能,并且采用国外学者 Socrate 提出的界面能 ψ 来定义粘胶层的损伤失效^[16],公式为

$$\psi(U_n, U_t) = [\exp(-U_n / \delta_n)(1 + U_n / \delta_n)] \times \left\{ -e\sigma_{\max}\delta_n + \frac{1}{2}\tau_{\max}\delta_t \log \left[\cosh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right] \right\} \quad (22)$$

式中, $\delta_{\max}$ 、 $\tau_{\max}$ 分别表示界面法向、切向最大粘接强度, δ_n 、 δ_t 分别表示最大粘接强度对应的法向、切向位移。界面能的大小只与界面法向和切向的连续位移存在一定关系,对 U_n 、 U_t 求偏

导后, 即得到单位牵引力下的法向、切向力的关系表达式

$$F_n(U_n, U_t) = \left\{ \exp(\delta_{\max}) - \frac{1}{2} \tau_{\max} \frac{\delta_t}{\delta_n} \log \left[\cosh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right] \right\} \times \left[\frac{U_n}{\delta_n} \exp(-U_n / \delta_n) \right] \quad (23)$$

$$F_t(U_n, U_t) = \left[\tau_{\max} \tanh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right] \left[\exp(-U_n / \delta_n) \left(1 + \frac{U_n}{\delta_n} \right) \right] \quad (24)$$

通过上述公式推理可知, 若确定 $\delta_{\max}$ 、 $\tau_{\max}$ 、 δ_n 、 δ_t 的大小, 便可确定法向、切向力和位移关系, 损伤演化采用最大名义应力准则, 当粘接层受力发生变形时, 如果胶层间法向、切向应力超过其限定值, 则判定粘胶失效。

4.2 残余应力分析

通过在不加任何外载荷时, 分析映射后的结构模型的力学性能, 来校核注塑完成后在塑料件上残留的残余应力, 得到如图 9 所示的塑料组件残余应力结果云图。

图 9 残余应力在结果中的分布情况

根据分析结果, 塑料组件中最大的残余应力主要分布在与金属嵌件的连接处, 最大值为 60.38 MPa。主要原因是在注塑过程中, 跨厚度方向的凝固时间差异形成的压力和温度分布不均匀、金属嵌件对固化的聚合物变形的约束所致。由于数值较大, 不能忽视, 应在后续的结构分析时须考虑。

4.3 收缩与翘曲分析

PMH 部件从模具中取出后, 内部的残余应力便会寻找新的平衡状态, 残余应力释放的过程中会导致部件发生收缩翘曲变形, 假如翘曲变形过大, 不仅会对部件的品质, 还可能导致无法装配和使用。因此需要在初始模型和工况与残余应力分析时一致的前提下, 对该 PMH 结构进行收缩与翘曲变形分

析, 结果如图 10 所示。

图 10 结构分析中残余应力造成的翘曲变形情况

图 11 为模流分析翘曲变形结果, 将模流分析和结构分析得到翘曲变形结果进行对比。结构分析与模流分析得到的最大翘曲变形分别为 0.499 8 mm 与 0.569 6 mm, 两者的误差为 12.2%, 此在可接受的误差范围内。这个对比结果进一步验证了该参数映射方法的准确性。

图 11 模流分析中残余应力造成的翘曲变形情况

粘胶强度对整体 PMH 结构力学性能具有重要的影响^[14], 对于通过注塑成型的 PMH 结构, 注塑过程中的工艺参数、催化剂的添加、金属表面预处理及预热对界面间粘胶强度均有影响。根据现有的工艺和国内外相关研究, 在不进行金属表面处理和添加催化剂的前提下, 通过注塑成型方式得到的 PMH 组件金属-聚合物界面间的粘胶强度约为 2~20 MPa^[6], 为了研究金属-聚合物界面粘胶强度对 PMH 组件的翘曲变形和残余应力的影响, 在初始条件和工况保持不变的前提下, 对 PMH 塑料组件在粘胶强度为 0~30 MPa 范围内的翘曲变形和残余应力进行保守估计。粘胶强度与应力、位移关系如图 12、13 所示。

由图 12、13 可知, 当粘胶强度小于 15 MPa 时, 粘胶强度对组件的位移和应力影响非常明显, 当粘胶强度大于 20 MPa 时, 粘胶强度对组件的位移和应力影响趋于稳定。塑料组件内部最大位移为

图12 粘胶强度对塑料组件最大残余应力影响

图13 粘胶强度对塑料组件最大翘曲变形影响

0.499 8 mm, 最大应力为 67.73 MPa, 表明该 PMH 结构件从注塑模具取出后, 其收缩、翘曲变形量对零件的装配精度不会产生明显影响, 能够满足 PMH 零件质量要求。

就汽车结构件而言, 一方面要保证零件质量, 另一方面必须能满足不同工况下的使用要求, 为了研究金属-聚合物界面粘胶强度对汽车典型工况力学性能的影响, 本文对该 PMH 结构件在不同粘接强度下进行了压缩、弯曲和扭转工况分析, 工况简图如图 15 所示。

图15 汽车结构件典型工况分析

研究粘胶强度分别为 2、5、10、15、20、25 MPa 时, 结构件在压缩、弯曲和扭转不同工况下的力学

性能情况, 选取分析项中的最大位移作为评价指标, 将不同粘胶强度作横坐标值, 将对应粘接强度下结构件的位移值与该分析项中最大位移值的比值作纵坐标值, 从而得到不同粘胶强度下的强度折损曲线, 压缩、弯曲和扭转不同工况下的强度折损曲线如图 16 所示。

图16 粘接强度对结构在不同工况下性能折损的影响

由图 16 可知, 粘接强度对扭转工况的影响最大, 当粘胶强度为 2 MPa, X 向扭转工况下最大强度折损达到 21.7%, 对 Z 向弯曲工况的影响最小。当粘胶强度超过 20 MPa 以后, PMH 结构在各工况下的强度几乎没有发生折损。综上所述, 对于 PMH 结构组件, 在保证成本的前提下, 应该通过注塑过程中添加催化剂, 对金属进行表面处理等方法, 尽量提高金属-聚合物粘接界面的强度, 进而提高 PMH 结构组件的力学性能。

5 结论

(1) 对于具有形状复杂、几何尺寸大和厚度分布不均匀的汽车 PMH 结构件, 提出了一种基于材料参数映射的联合仿真方法, 此方法能够实现大量数据在相同零件的不同网格模型之间更准确的传递, 通过模流分析和结构分析对翘曲变形的结果对比, 相比较传统方法, 映射方法对于结构力学性能分析能够获得更准确的预测结果。

(2) 通过映射的联合仿真方法, 能够充分考虑 PMH 结构在注塑过程中各工艺参数各工艺参数所引起的纤维取向分布、残余应力和收缩翘曲变形情况, 并将该信息作为初始边界条件传递到结构模型中, 使得结构分析与 PMH 组件的生产实际更贴合, 分析结果具有更好的实际指导意义。

(3) 探究了金属-聚合粘接界面的粘接强度对残余应力、翘曲收缩变形和整车标准工况下力学性能的影响, 研究表明: 当界面间粘接强度超过 20 MPa

后,翘曲变形趋于一个较小的稳定值,对装配精度不会产生明显影响,该 PMH 结构的力学性能也保持在一个稳定的水平,不再发生折损。为该种类型的 PMH 结构粘接界面的强度要求提供具有工程应用价值的指导与借鉴。

参 考 文 献

- [1] GRUJICIC M, SELLAPPANA V. An overview of the polymer to metal direct adhesion hybrid technologies for load bearing automotive components[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, 197(1): 363-373.
- [2] GRUJICIC M, PANDURANGANA B. Computational analysis of injection molding residual stress development in direct adhesion polymer to metal hybrid body in white components[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, 203(1-3): 19-36.
- [3] HANNA P, MICHAEL L. Combining mechanical interlocking force fit and direct adhesion in polymer metal hybrid structures Evaluation of the deformation and damage behavior[J]. *Composites*, 2015, 73: 158-165.
- [4] 雷发桂. 基于玻纤增强 PMH 技术注塑工艺对力学性能的影响[D]. 长沙: 湖南大学, 2017.
LEI Fagui. Study on the effect of injection molding process on mechanical properties based on glass fiber reinforced PMH technology[D]. Changsha: Hunan University, 2017.
- [5] GREAVES P, DOMINY R. Analysis of large wind turbine blade laminates using multi-continuum theory[J]. *Composites Engineering*, 2012, 24: 559-562.
- [6] 沈观林. 胡更开. 复合材料力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 2013.
SHEN Guanlin, HU Gengkai. *Composite mechanics* [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2013.
- [7] GRUJICIC M, SELLAPPANA V. Computational feasibility analysis of direct adhesion polymer to metal hybrid technology for load bearing body in white structural components[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2008, 195(1-3): 282-298.
- [8] CHRISTOPHER T, SHANE C. Progressive failure modeling of woven fabric composite materials using multicontinuum theory[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2007, 38(2): 247-257.
- [9] HUAN T, RONG C. Numerical prediction of fiber orientation and mechanical performance for short/long glass and carbon fiber-reinforced composites[J]. *Composites Science and Technology*, 2017, 114: 51-56.
- [10] NGUYEN B, BAPANAPALLI S. Fiber length and orientation distributions in long-fiber injection-molded thermoplastics – Part I: Modeling of microstructure and elastic properties[J]. *Journal of Composite Materials*, 2008, 42: 1003-1029.
- [11] YANG Q, NADERI M. A new augmented finite element method (A-FEM) for progressive failure analysis of advanced composite materials[J]. *Composites Science and Engineering*, 2015(1): 265-308.
- [12] SEAN F, DIMITRY S. Residual stress induced mechanical property enhancement in steel encapsulated light metal matrix composites[J]. *Materials Science and Engineering*, 2017, 699: 10-17.
- [13] GUSEV A, HEGGLI M. Orientation averaging for stiffness and thermal expansion of short fiber composites[J]. *Advanced Engineering Materials*, 2002, 4(12): 931-933.
- [14] KENIK D. Advanced techniques for constituent-based progressive failure analysis of composite structures, master of science thesis[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 25: 517-527.
- [15] VU-KHANH T, DENAULT J. The effects of injection molding on the mechanical behavior of long-fiber reinforced PBT/PET blends[J]. *Composites Science and Technology*, 1991, 40(4): 423-435.
- [16] GRUJICIC M, SELLAPPANA V. Suitability analysis of a polymer metal hybrid technology based on high strength steels and direct polymer to metal adhesion for use in load bearing automotive body in white applications[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2009, 209(4): 1877-1890.

作者简介: 聂昕, 男, 1982 年出生, 博士, 助理研究员。主要研究方向为汽车车身工艺、汽车车身结构优化及质量控制。

E-mail: niexinpiero@163.com

雷发桂, 男, 1989 年出生, 硕士研究生。主要研究方向为汽车新材料、新结构和新工艺。

E-mail: 18390877786@163.com