

机织复合材料的本构关系与成形性研究*

朱波¹ 余同希¹ 陶肖明²

¹ 香港科技大学机械工程系, 香港

² 香港理工大学纺织制衣学系, 香港

E-mail: metxyu@ust.hk, Fax: (852) 2358 1543

摘要 对机织复合材料的成形性研究文献进行综述. 首先介绍了纺织复合材料的种类、力学和物理特性及其工业背景. 接着, 从实验、理论、计算 3 个方面概述了目前对平纹机织复合材料的成形性以及工业冲压技术研究的进展. 对于平纹机织复合材料, 剪切变形是最主要的变形形式, 其本构关系具有非线性的特征. 通过对材料样品纯剪切行为的观测, 发现了相应的皱曲现象并引入了“锁定角”的概念. 大量的实验研究了材料在工业冲压中的可能出现的变形模式及其对皱曲的影响. 随后, 从理论上介绍了对材料本构关系 (包含了拉、压、剪) 的系统性模拟, 以及冲压过程中有限元数值计算方面的进展. 材料的成形性还受到冲压温度、模具对材料的压力、模具与材料表面的摩擦等多种因素的影响. 文章对这些问题的研究一一作了简要的介绍, 其中许多研究工作不仅得到了重要的结论, 还开创了相关课题研究的先河, 受到了人们的普遍关注. 文章的最后, 在总结前人成果的基础上讨论了今后的研究方向, 并对该领域的发展作了展望.

关键词 纺织复合材料, 平纹, 冲压, 成形性, 本构关系, 锁定角, 皱曲

1 纺织复合材料的工业背景

长期以来, 作为最主要的结构材料, 金属一直被广泛地应用于实际工程领域. 然而, 随着材料工业的发展和人们对材料要求的提高, 越来越多具有优异、特殊性能的新型材料不断涌现出来. 其中, 纺织复合材料日益受到人们的关注, 在许多工程领域有着巨大的应用前景. 而目前纺织的技术已能够生产、加工出玻璃纤维、碳纤维、芳族聚酰胺纤维、硅化物纤维等各种形式的增强体, 为纺织复合材料的发展和应用提供了基础.

纺织复合材料的增强体有 4 种纺织结构: 机织织物、针织织物、编织织物和非机织织物, 见图 1. 机织织物是由两组纱线在织机上沿各自的固定方向交织而成. 直交的机织织物在纵、横两个方向上都具有很好的稳定性. 在 4 种纺织结构中, 机织织物增强纤维的体积百分含量最大. 针织织物是由缠绕着的两组线圈相互缠结而成, 因此具有很大的柔性^[1]. 编织织物是用若干组纱线盘旋编织而成, 同样具有很好的空间稳定性和成形性. 其中, 机织织物又可分为 3 种不同的亚结构, 分别是平纹、斜纹和缎纹.

纺织复合材料的基体主要是聚合物, 有热固性树脂和热塑性树脂两大类. 热固性树脂复合材料的加工周期较长. 由于热固性树脂的黏度很小, 可以在室温下直接操作, 因此, 对于连续纤维增强热固性树脂复合材料, 一般是将聚合物人工或者半人工地注入到增强纤维中. 但是, 热固性树脂复合材料在力学性能上也存在缺点, 例如脆性大、易溶解、化学反应活泼、保存期有限以及内部性能不均匀, 等等. 相反, 热塑性树脂复合材料的上述性能很好, 更重要的是, 热塑性树脂复合材料只需要在一定的温度和压力下加工, 因此可以实现大规模的自动化生产, 从而降低单位产品的成本. 所有这些特点促使我们更重视对热塑性基体的纺织复合材料的研究.

与传统的金属材料相比, 纺织复合材料由于其比硬度大、强度高、重量轻、整体性能好而在实际应用中有着许多的优势. 与层合复合材料相比, 纺织复合材料克服了前者层间性能差的缺陷. 织物结构增大了聚合物基体的强度, 同时改善了材料整体中的应变分布. 纺织复合材料的热膨胀性小、耐腐蚀、在较大的温度范围内都可以保持良好的空间稳定性. 由于纤维沿多个方向分布且相互交织, 使得它比单向纤维增

收稿日期: 2003-10-27, 修回日期: 2004-06-24

* 香港研究资助局 (HKUST6012/02E) 资助项目

强复合材料有更好的平面和空间性能。此外，纺织复合材料具有比金属更大的柔韧性和变形能力，能在复杂的轮廓上成形，尤其适合制造表面复杂的各种零部件。研究表明，汽车上 40% 的燃料消耗源于汽车在行驶过程中本身的惯性^[2]，于是有必要用一种更轻的、高性能的复合材料代替沉重的金属，从而提高车速、节省能源并保护环境。纺织复合材料优异的抗振性也得到了很好的实验证明：一般轻合金梁需要 9s 的时间停止一定程度的振动，而碳纤维增强复合材料只需要 2.5s 就可以结束同样大小的振动。另一个众所周知的例子是玻璃钢(玻璃纤维增强热固性树脂复合材料)，其密度比最轻的金属铝还要小，但它的比强度却超过了高级合金钢。综上所述，纺织复合材料突出的力学和物理特性促使它将会成为一种重要的结构材料，更广泛地应用于航天、航空、船舶、汽车、日用品以及高技术工业领域。

尽管有着如此多的优点，目前纺织复合材料却没有大规模地应用于结构零件的生产，主要的原因是制造成本太高。而降低成本的一个有效的途径是运用冲压技术。冲压是指在高温下用一对冲头和凹模将一张薄板状材料压成特定的形状。冲压技术是一种廉价且简易的材料加工方法，即使加工大尺寸的构件也能在很短的时间内完成。与目前生产复杂构件时普遍采用的浇注技术相比，冲压技术至少能将生产周期缩短至原来的 1/4。

然而，对纺织复合材料板应用冲压技术中至关重要和困难的问题是其成形性受到相应的破坏机构(尤其是皱曲)的限制^[3]。实验已经证实，当机织织物两组纱线的夹角达到临界值(即锁定角)时，就会出现皱曲，见图 2。这些皱曲将严重地影响产品的再加工及成品的性能^[4]。如何确定锁定角、如何在加工过程中预测和防止皱曲的产生便吸引了众多研究者的注

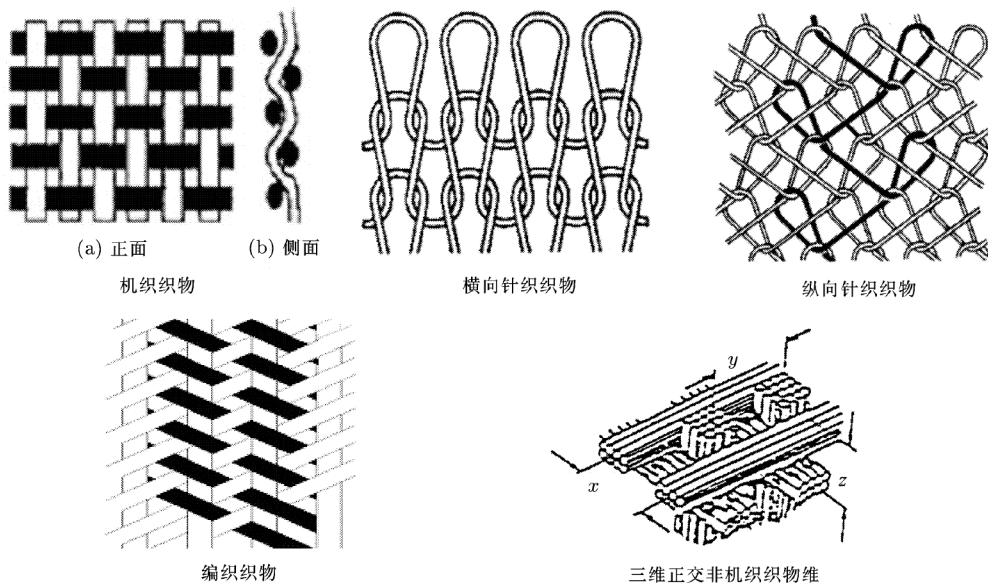


图 1 纺织复合材料的结构类型

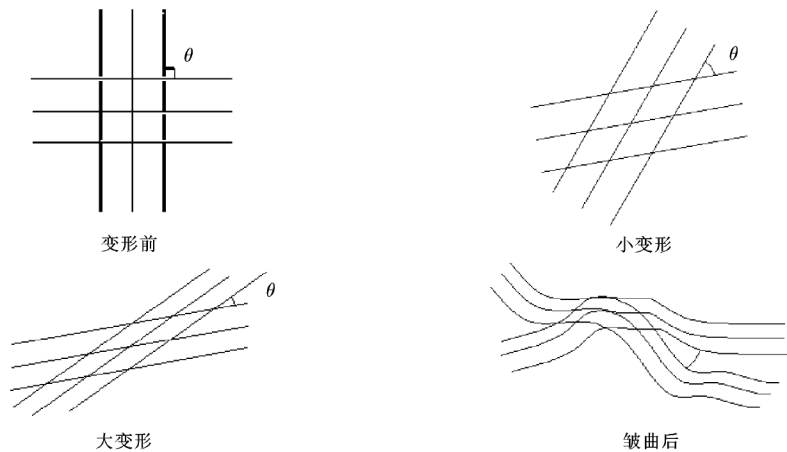


图 2 机织织物的剪切皱曲

意. 在 4 种结构的织物中, 平纹机织织物由于其良好的结构对称性、空间稳定性、深拉伸性以及较为普遍的工业应用而受到更多的重视.

2 纺织复合材料成形性的实验研究

2.1 样品尺寸的标准化

平纹机织织物的标准性实验是研究其成形性和工业生产的必要环节之一. 描述纺织复合材料行为的标准实验包括: 纯剪切测试、双向拉伸测试和斜拉伸测试. 这里, 一个重要的问题是如何将不同尺寸样品的实验结果进行比较, Peng 等^[5]就相关的尺度律进行了分析. 以纯剪切测试为例, 图 3 是一张在环境箱内进行剪切实验的照片, 将平纹机织复合材料沿纱线方向剪下, 边缘部分紧紧夹于 4 个钢臂之间, 钢臂相交处用铰点连接, 可以相对转动并改变夹角; 再将夹具置于拉伸机上, 沿对角线施加外力, 使材料发生纯剪切变形. 在纯剪切实验中, 材料样品可采用两种不同的几何形式夹持, 见图 4 和图 5.

对于第 1 种形式(图 4), 即整个正方形样品都受

剪切, 但面积不等, 其外力与边长之间满足如下关系

$$\frac{\bar{P}}{\bar{p}} = \frac{L}{l}$$

就是说, 如果外力与各自的边长成正比, 那么这两种尺寸的样品就会有相同的剪切角(即剪应变).

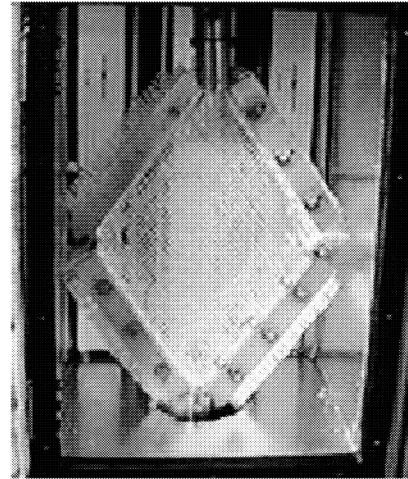


图 3 环境箱内的纯剪切实验

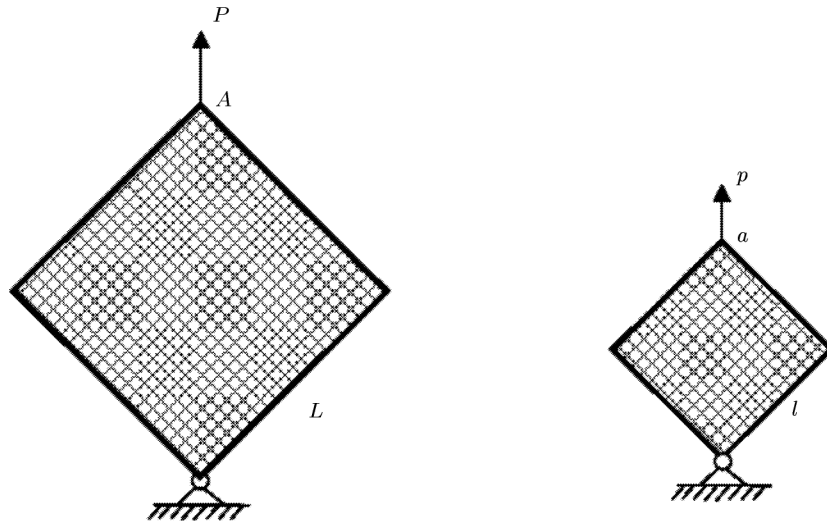


图 4 纯剪切实验方式 1

对于第 2 种夹持情况(图 5), 即加载的框架不变, 正方形材料样品的 4 个角被除去后, 中间受剪区域的大小可以不同, 这时外力与边长的关系为

$$\frac{\bar{P}}{\bar{p}} = \frac{L^2}{l^2}$$

因此, 在这种情况下, 若要产生相同的剪应变, 外力应该与受剪区域的面积成正比. 而对于更一般的情形, 即框架尺寸和样品受剪区域的面积都不相同, 则

外力之比可以表示为

$$\frac{\bar{P}}{\bar{p}} = \frac{L_{\text{fabric}}^2/L_{\text{frame}}}{l_{\text{fabric}}^2/l_{\text{frame}}}$$

其中下标 fabric 和 frame 分别表示样品和框架, L 和 l 则表示大小不同的两种尺度. 当 $L_{\text{fabric}} = L_{\text{frame}}$ 且 $l_{\text{fabric}} = l_{\text{frame}}$ 时, 上式退化成第 1 种情形; 当 $L_{\text{frame}} = l_{\text{frame}}$ 时, 退化成第 2 种情形.

通过这个标准化公式, 不同框架尺寸和不同样品

尺寸的纯剪切实验结果就可以进行相互比较,从而确定不同材料受剪时的本构行为.需要说明的是,采用第2种夹持形式是为了避免材料在剪切时与实验夹具的铰接处发生挤压而产生并不希望发生的皱曲,

所以此时必须尽量减小受剪区域以外的部分对材料变形的影响,一种可行的方法就是沿边长方向抽掉外围的纱线,使剪切变形只能在中间区域出现.

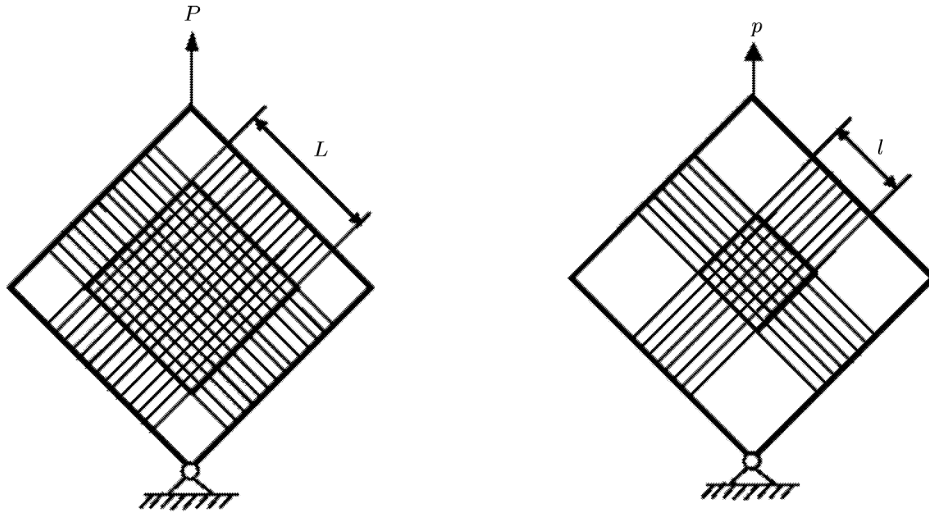


图5 纯剪切实验方式2

2.2 剪切实验的现象及其解释

Lussier 和 Chen^[6] 做了一系列上述的纯剪切实验,分析了平纹机织复合材料在剪切大变形的过程中出现的不同变形阶段及其特点,给出了相应的物理解释,并观察、解释了实验结果的误差及温度的影响.图6是平纹机织织物受剪时外力和剪切角之间的关系曲线,呈现了显著的非线性特征.整个过程大体可分为3个阶段:第1个阶段外力几乎保持为零,即刚度很小,在这一阶段,纱线间能自由旋转;紧接着,外力突然增加,此时两组纱线的交叠部分刚好相互接触挤压,产生一定的剪切刚度,随后曲线缓慢上升,

这是第2阶段;当纱线间达到锁定角时,随着进一步的剪切,外力再一次迅速增大,这个阶段材料就出现了局部皱曲.当两组纱线接近平行时,材料的变形主要是沿纱线方向的伸长而不是纱线间的剪切. Prodromou 等^[7], Rozant 等^[1] 和 Long 等^[8] 分别对引起材料皱曲的锁定角进行了实验测量.

从图6可以看到,虽然实验条件和材料样品完全相同,但每次的结果仍然有一定的误差(这些差异也被 Souter 等^[9] 研究过).纱线在受剪过程中的微小拉伸、纱线排列的细微不均匀以及复合材料在生产过程中的差异都是引起实验结果不一致的原因.减小

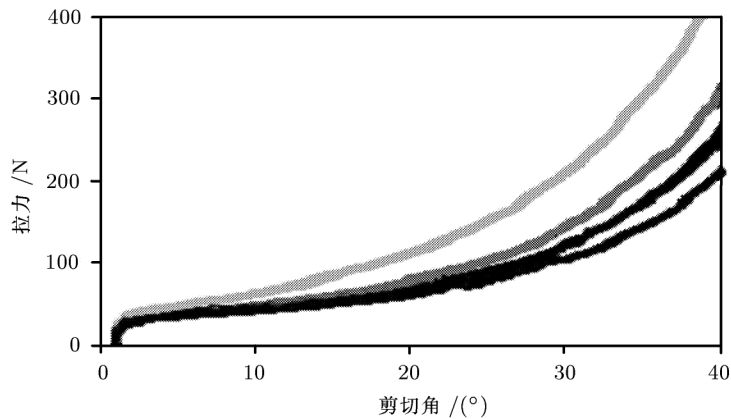


图6 平纹机织织物的剪切响应曲线

误差的途径之一是在实验前反复使织物预剪切数次然后还原, 纱线的排列趋于均匀, 减小整体织物的差异.

图 7 显示了不同温度下材料受剪的响应曲线.

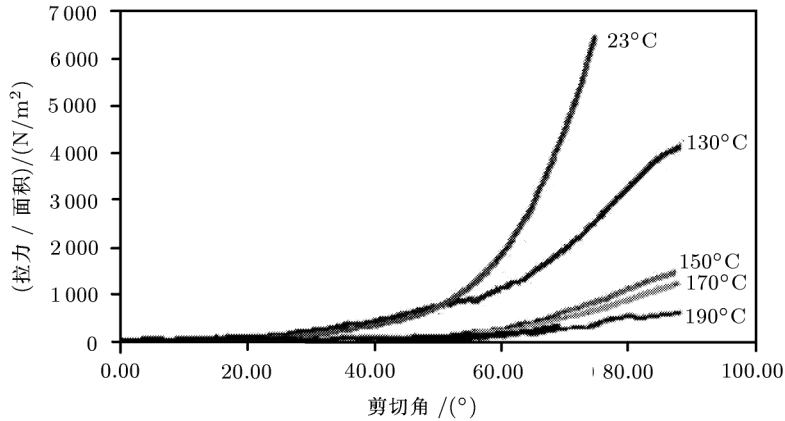


图 7 温度对平纹机织物剪切的影响

2.3 材料变形模式分析

Yu 等^[10] 对不同亚机织结构的成形性进行了评估. 实验包含了材料在实际冲压时可能发生的 4 种主要变形模式: 面内拉伸、横向压缩、面内剪切和面外弯曲. 实验样品包括平纹、5- 缎纹、8- 缎纹和锁角交织 4 种结构. 最后分别得出了 4 种结构在不同变形模式下的刚度. 结果表明, 锁角交织结构变形能力最好, 而平纹结构的刚度最大. 此外, 在所有实验中, 都观察到了一定的黏性变形 (滞后) 的特点, 其变形不仅取决于加载大小, 还取决于加载速率和加载时间. Wu 等^[11] 讨论了加载速率和冲压时间对复合材料成形的重要影响.

3 纺织复合材料本构关系的模拟

3.1 非正交本构模型

纺织复合材料的本构模型是有关文献资料中研究的热点, 例如 Hivet 等^[12] 和 Dong 等^[13]. 其中, Xue 等^[14] 提出了一种新颖而有效的非正交本构模型.

该模型基于平纹机织物有一个对称平面且纱线均位于织物的中面上, 即忽略纱线间的波状交叠和厚度方向的结构差异. 下面的推导采用了 3 个平面坐标系 (见图 8): 固定在空间里的直角坐标系 OXY , 固定在材料上的局部直角坐标系 $O'X'Y'$, 以及沿纱线方向的非直角坐标系 $O'\xi\eta$.

变形前 ξ 轴和 η 轴相互垂直, 但变形后不再保

可以清楚地看到, 随着温度的升高, 材料的剪切刚度下降, 变形能力增大, 同时锁定角和皱曲都变得不明显. 这是因为热塑性树脂在高温时黏度降低, 摩擦减小, 纱线之间更容易旋转.

持垂直关系, 其夹角随纱线间的转动而变. 在这种情况下, 剪应力的两个分量 $\tau_{\xi\eta}$ 和 $\tau_{\eta\xi}$ 互不相等, 坐标系 $O'\xi\eta$ 中的应力状态可表示为

$$[\sigma_{\xi}, \sigma_{\eta}, \tau_{\xi\eta}, \tau_{\eta\xi}]^T$$

由坐标系 $O'\xi\eta$ 和 $O'X'Y'$ 的力平衡关系, 得到

$$\begin{bmatrix} \sigma_{x'} \\ \sigma_{y'} \\ \tau_{x'y'} \end{bmatrix} = T_2 \begin{bmatrix} \sigma_{\xi} \\ \sigma_{\eta} \\ \sigma_{\xi\eta} \\ \sigma_{\eta\xi} \end{bmatrix}$$

其中

$$T_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & -\cot\theta & -\cot\theta \\ -\cot\theta & \cot\theta & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

相应地, 在非直角坐标系中引入 4 个应变分量 $[\varepsilon_{\xi}, \varepsilon_{\eta}, \gamma_{\xi\eta}, \gamma_{\eta\xi}]^T$, 且

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{\xi} \\ \varepsilon_{\eta} \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{bmatrix} = T_3 \begin{bmatrix} \varepsilon_{x'} \\ \varepsilon_{y'} \\ \gamma_{x'y'} \end{bmatrix}$$

其中

$$T_3 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ \cos^2\theta & \sin^2\theta & \sin\theta\cos\theta \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

于是, 应力应变关系可以近似地表示为

$$\begin{bmatrix} \sigma_\xi \\ \sigma_\eta \\ \tau_{\xi\eta} \\ \tau_{\eta\xi} \end{bmatrix} = \mathbf{D} \begin{bmatrix} \varepsilon_\xi \\ \varepsilon_\eta \\ \gamma_{\xi\eta} \\ \gamma_{\eta\xi} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{D} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta D_{33} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & (2-\beta)D_{33} \end{bmatrix}$$

这里 β 代表不同的剪应力分量对整个材料本构行为的影响; \mathbf{D} 是材料的刚度矩阵; D_{11} , D_{12} , D_{21} 和 D_{22} 表征了材料沿纱线方向的拉伸特性, 都可以表示为等效应变 $\bar{\varepsilon}$ 的非线性函数. 等效应变

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_1 \varepsilon_2}$$

这里, ε_1 , ε_2 和 ε_3 是 3 个主应变. 对于均衡的平纹机织织物 (即两组纱线的宽度相等, 纵横两个方向的

间距相同), 可取 $D_{11} = D_{22}$, $D_{12} = D_{21}$, $\beta = 1$. D_{33} 表征材料的剪切特性, 只是剪应变 γ 的函数.

坐标系 $O'X'Y'$ 中的应力 - 应变之间满足如下关系

$$\sigma_{x'y'} = \bar{\mathbf{D}} \varepsilon_{x'y'}$$

其中 $\bar{\mathbf{D}} = \mathbf{T}_2 \mathbf{D} \mathbf{T}_3$.

最后, 推导出空间坐标系 OXY 里的本构关系

$$\begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{bmatrix} = \mathbf{R} \bar{\mathbf{D}} \mathbf{R}^T \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix} = \mathbf{R} \mathbf{T}_2 \mathbf{D} \mathbf{T}_3 \mathbf{R}^T \begin{bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{bmatrix}$$

其中 \mathbf{R} 为坐标变换矩阵

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} \cos^2 \alpha & \sin^2 \alpha & -2 \sin \alpha \cos \alpha \\ \sin^2 \alpha & \cos^2 \alpha & 2 \sin \alpha \cos \alpha \\ \sin \alpha \cos \alpha & -\sin \alpha \cos \alpha & \cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha \end{bmatrix}$$

角度 α 如图 8 所示.

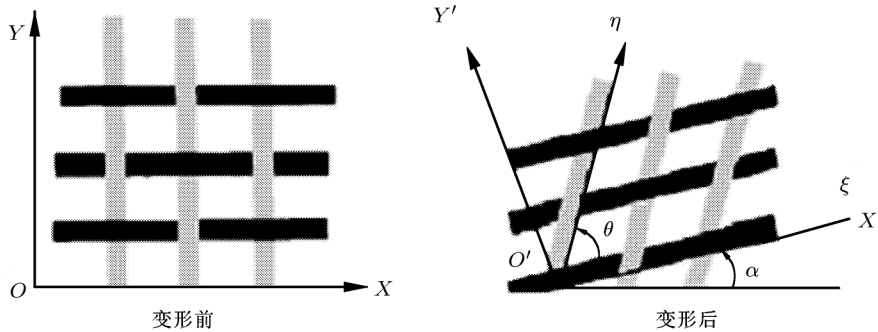


图 8 非正交本构模型下的剪切变形

Boisse 等^[15] 通过实验得到了平纹玻璃纤维织物沿纱线方向的拉伸特征, Lussier 等^[16] 测试了玻璃 / 聚丙烯混合纤维平纹机织织物 (玻璃纤维的体积百分含量为 0.7) 的剪切行为. 通过实验数据的拟合, 得到

$$D_{11} = \frac{16000}{0.9 + 7e^{-300\bar{\varepsilon}}} \quad (\text{MPa})$$

$$D_{12} = 2200e^{-73\bar{\varepsilon}} \sin(960\bar{\varepsilon} + 4.1) + 70 \quad (\text{MPa})$$

$$D_{22} = D_{11}$$

$$D_{21} = D_{12}$$

$$D_{33} = \begin{cases} 3.08\gamma & (\gamma < 0.3) \\ -15.21\gamma^4 + 36.95\gamma^3 - 12.65\gamma^2 + 3.3\gamma & (\gamma \geq 0.3) \end{cases} \quad (\text{MPa})$$

其中, $\bar{\varepsilon}$ 是如前引入的等效应变, γ 为剪切应变.

由于上述材料模量和变换矩阵都是应变的函数, 非正交本构模型同时考虑了几何非线性和材料非线性. 在该模型中, 材料的拉伸和剪切行为实现了解耦, 简化了力学分析和数值模拟. 但另一方面, 所有的材料模量都是由实验值拟合得到, 其表达式缺乏一定的理论依据和物理背景, 在多次实验中难免会有较大的差异, 难于作为标准公式进行推广和应用.

3.2 基于几何大变形的本构关系

Dong 等^[13] 采用显式动态有限元法, 在几何大变形的本构模型上研究了平纹机织织物的剪切行为. 他们假设织物是连续固体介质, 材料受剪切前, 坐标轴 OA 和 OB 分别与两组纱线方向 (N_p 和 N_t) 一致, 见图 9. 剪切发生后, N_p 和 N_t 变为 n_p 和 n_t . 再假设织物是对称的平面结构, 在两个纱线方向上全等, 且厚度很小, 采用平面应力状态, 则单向纤维增强复

合材料的模量可以分解为沿两组纱线的方向 (1, 2)

$$Q_{ij} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{16} \\ Q_{21} & Q_{22} & Q_{26} \\ Q_{61} & Q_{62} & Q_{66} \end{bmatrix}$$

其中 Q_{11}, Q_{12}, Q_{22} 和 Q_{66} 是单向纤维增强板的弹性常数的函数^[17]

$$\begin{aligned} Q_{11} &= E_{11}/(1 - \nu_{12}\nu_{21}) \\ Q_{22} &= E_{22}/(1 - \nu_{12}\nu_{21}) \\ Q_{12} &= Q_{21} = \nu_{21}E_{11}/(1 - \nu_{12}\nu_{21}) \\ Q_{26} &= Q_{62} \\ Q_{66} &= Q_{12} \\ Q_{16} &= Q_{61} = 0 \end{aligned}$$

当纤维方向与坐标轴 (X, Y) 的夹角为 θ 时, 材料模量变为

$$\bar{Q}(\theta) = T(\theta)^{-1}QT(\theta)$$

其中, $Q = Q_{ij}$. 变换矩阵

$$T(\theta) = \begin{bmatrix} m^2 & n^2 & 2mn \\ n^2 & m^2 & -2mn \\ -mn & mn & m^2 - n^2 \end{bmatrix}$$

这里, $m = \cos \theta, n = \sin \theta$.

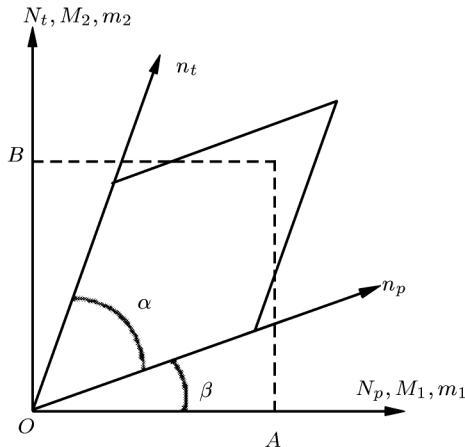


图 9 纺织单元的剪切大变形

最后, 将沿两组纱线方向的模量相加, 就得到大变形下的本构关系:

$$\bar{Q}_{ij} = \bar{Q}_{ij}^p(\beta) + \bar{Q}_{ij}^t(\alpha + \beta)$$

与前面的非正交本构模型不同, 该本构关系完全由理论的张量变换推导而来, 表达式相对简单, 适合计算机的编程操作. 然而, 该模型基于线弹性假设, 只考虑了剪切大变形时纱线角度的改变, 没有考虑到

由纱线交叠和树脂基体引起的材料非线性, 因此, 其理论结果与实际情况会有较大的出入.

3.3 织物力学的细观本构理论

与纺织复合材料密切相关的另一个学科是织物力学. 它研究纺织品在一定外载和边条件下的应力、变形及破坏, 并对其强度、硬度、韧性和稳定性作出评估, 是固体力学的控制方程与织物本构理论相结合的交叉学科. 织物的屈曲是织物力学研究的热点和难点, 在这一领域中已经发展了众多独立的理论模型. 特别是近 10 几年来, 在服装 CAD 核心——“试衣系统”技术需求的刺激下, 在纺织领域中对织物悬垂、屈曲的研究也有很大的进展^[17]. 以平纹织物为例, 织物受剪切时, 相当于沿对角结点的拉伸或压缩, 由于纱线的相互转动, 最终受到纤维间的挤压, 并在纤维之间产生了压应力. 织物实际是依靠纤维之间的挤压来承受剪切的, 织物的“剪切刚度”实际是织物纤维之间的压缩刚度. 由此, Zhang (张义同) 等^[18]用压缩模量代替了原来的“剪切模量”, 提出了基于织物细观纺织结构的本构模型, 其形式如下

$$\begin{bmatrix} T_{11} \\ T_{22} \\ T_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & -\frac{1}{4}mB_{cc} \\ B_{12} & B_{22} & -\frac{1}{4}mB_{cc} \\ 0 & 0 & \frac{3}{4}B_{cc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{11} \\ E_{22} \\ E_{12} \end{bmatrix}$$

式中 B_{cc} 是织物纤维之间相互挤压的弹性模量, $m = \text{sign}(E_{12})$, sign 是通常的符号函数, $3B_{cc}/4$ 为织物的细观剪切模量. 这个本构理论准确地描述了织物由于其特有的细观编织结构所具有的力学性质. 基于这一模型, 成功地分析了织物的几种屈曲现象^[19], 取得了重要的成果.

需要指出的是, 纺织复合材料与织物有着紧密的联系, 又不尽相同. 两者都包含由纤维集成的纱线按照特定的结构纺织, 其本构关系有着相似的特征: 变形主要源于纱线间的相互转动而产生的剪切, 及其相应的皱曲 (或屈曲) 等. 两者的区别在于织物的成分仅有纱线, 而纺织复合材料除了作为增强体的织物, 还有树脂基体. 基体的存在很大程度上改变了材料的应力 - 应变分布, 阻挠了织物的剪切, 从而限制了皱曲的产生. 另一方面, 由于织物相对柔软, 织物力学的研究大都集中在纺织品在自重条件下的变形, 例如前面提到的织物的悬垂和屈曲现象, 常常具有自由边界. 而纺织复合材料则应用于其他的外载与边条件下, 如冲压过程中冲头和模具对材料的挤压和拉伸等等. 这一过程中温度和加载速率的影响也不可

忽略。材料成形冷却后, 由于其良好的强度和硬度, 可用作承载构件, 这些性质也不同于纺织品。虽然如此, 织物力学的细观本构理论仍然为纺织复合材料提供了很好的参考和借鉴。

3.4 其他的本构模型

Blacketter 等^[20]对石墨 / 环氧树脂的平纹机织织物进行了研究, 发现材料剪切本构关系的非线性性质主要源于纱线内部破坏的扩展, 而非环氧树脂基体的塑性变形。他们在织物上构造了三维单元体, 在每个高斯积分点, 当应力超过了预设的临界值, 就认为该处的材料已经破坏。与塑性性质相似, 破坏点的应力值保持在临界水平, 而外载的继续增大则导致周围区域应力的重新分配。

Naik 和 Shembekar^[21]用二维模型对平纹机织织物板进行了弹性分析。纱线的外形由形状函数给出^[22], 其交叠部分采用正弦曲线的形式。与更早提出的纱线几何^[23,24]不同的是, 该几何模型考虑到了交叠区域间实际存在的空隙以及沿两组纱线方向的几何连贯性, 因此能更精确地模拟实际材料。在纱线的每个微小单元上运用传统的层合理论, 再积分得到材料整体的等效弹性常数, 相应的计算结果见文^[25]。众所周知, 在每个单元中采用均匀应变边条件和均匀应力边条件可以分别得到等效模量的最大和最小估计值。为了使计算更准确, 该模型采用了两种混合边条件: (1) SP 边条件, 假定每个微小单元内部有均匀的应力, 而较大的纱线单元里有均匀的应变; (2) PS 边条件, 则假设每个微小单元内的应变相同, 纱线单元里的应力相同。结果表明, PS 边条件能更好地评估机织织物薄板的弹性行为。Naik 等^[26]运用该本构模型预测了二维正交平纹机织织物在单向拉伸下的破坏强度、不同的破坏阶段及最终的破坏形式, 并研究了织物的几何参数对破坏行为的影响, 其理论结果与实验数据符合得很好。

采用精确的纱线几何表达式所付出的代价是使等效模量的计算更加冗长和繁复。此外, 这些纱线外形的几何表达式能否应用到材料的大变形尤其是剪切大变形中, 还需进一步研究。最后, 单向纤维增强复合材料的未知常数也增加了运用这个本构模型的难度。

4 对冲压过程中温度效应的研究

热成形要经过对材料的加热、冲压和冷却 3 个步骤。如何模拟冲压过程中温度对材料成形性的影响

是一个不可忽视的课题。

Lussier 等^[27]用热电偶测量了玻璃 / 聚丙烯混合纤维机织织物在冲压过程中不同区域的温度。在他们的实验中, 先将材料温度升至 250 °C, 冲压工具的表面温度维持在 70 °C。当炽热的材料与工具接触后, 接触的区域在很短的时间内就下降到工具的表面温度; 而未与工具接触的区域温度只是缓慢地降低 (1 min 内约下降了 75 °C), 对于短暂的冲压过程, 这部分的温度降低可以近似地忽略。基于这个实验结果, Cao 等^[28]采用了两种不同的材料本构关系: 高温下的本构关系和低温下的本构关系。在动态的计算机数值模拟中, 冲压过程开始时, 整个材料有着高温下的材料模量, 一旦材料与冲压工具接触, 计算机子程序自动将接触部分转换为低温下的材料模量, 其接触与否通过在子程序中事先设定工具表面的几何函数, 结合冲压过程中材料每一步的变形和位移进行判断。

对材料不同的区域采用不同的模量从而引入温度效应, 这个想法给了我们很好的借鉴和启发。然而, 仅仅将高温和低温两种本构关系应用于实际冲压过程未免过于简单化, 可能导致不同区域边界上应力 - 应变的不连续和奇异性。为此, 在区域边界上引入适当的温度梯度也许能有效地解决这个问题。考虑到冲压过程中材料通常只有一面与工具接触, 将温度梯度引入到材料厚度的方向将可以更精确地模拟温度的影响。

5 有限元数值模拟

5.1 周期性微结构的均匀化方法

包含纤维微结构的三维有限元是模拟机织复合材料热成形整个过程的有力方法。但由于材料中微结构的复杂性, 有限元很难直接用于求解基本方程。为此, Yi 等^[29]提出了一种均匀化方法。该均匀化方法首先对材料微结构做了周期性的划分, 然后利用级数的数学工具, 渐进地得到了材料的等效模量。更重要的是, 它保证了级数的收敛性, 即当微结构的尺度趋于零时, 周期场的解与均匀场的解一致。Bensoussan 等^[30]导出了黏弹性复合材料的均匀化公式和在每个时间单元里计算其等效模量的具体步骤, 并研究了材料行为中出现的“记忆”特征。

均匀化法最基本和最重要的假设是, 整体位移 $u_i^e(x, t)$ 有如下的级数表达

$$\mathbf{u}_i^\varepsilon(\mathbf{x}, t) = \mathbf{u}_i^0(\mathbf{x}, t) + \varepsilon \mathbf{u}_i^1(\mathbf{x}, \mathbf{y}, t) + \varepsilon^2 \mathbf{u}_i^2(\mathbf{x}, \mathbf{y}, t) + \dots$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{x}/\varepsilon$$

其中, \mathbf{x} 和 \mathbf{y} 分别代表整体和局部坐标系中的矢量; ε 是一个正的实参数, 表征微结构的尺度; t 是时间. 区域 Y 里, 某个平均量 \tilde{H} 的定义如下

$$\tilde{H} = \frac{1}{|Y|} \int_Y H dY$$

应该注意到, 由于包含整体坐标系中等效模量 $G^h(t)$ 的均匀场方程和包含局部坐标系中真实模量 $G^\varepsilon(t)$ 的非均匀场方程的形式极其相似, 若把非均匀场方程中的 $G^\varepsilon(t)$ 替换为 $G^h(t)$, 周期场问题就成功地转化成为均匀场的简单问题. 这一转化过程的关键在于推导出均匀场等效模量 $G^h(t)$ 的表达式. Yi 等^[29] 利用拉普拉斯变换及其逆变换, 再对时间和拉普拉斯变换分别求平均, 给出了从 $G^\varepsilon(t)$ 推导出 $G^h(t)$ 的具体公式.

他们在计算后发现了材料行为中显著的“记忆”特征, 即材料当前的行为取决于其应力和应变的历史. 但如果模量 $G(\mathbf{y}, t)$ 中的时间和空间是解耦的, 则不会出现“记忆”特征. 同样, 随着增强体纤维对于黏弹性基体相对硬度的上升, 其“记忆”也会减弱.

5.2 织物悬垂的模拟

在织物力学领域, 对织物悬垂的数值模拟可作为模拟纺织复合材料的参考. 织物悬垂往往伴随着大转动, 位移很大, 其应变比传统固体材料中的小变形大很多. Shanahan 等^[31~33] 对织物不同的悬垂情形建立了相应的变形模式, 基于变分原理导出了微分方程, 再用有限差分等数值方法求其数值解. 对织物悬垂的模拟, 更多的是采用有限元方法.

有限元方法将初始构形下的织物看成正交异性板, 用几何非线性的平板单元或曲壳单元, 对织物在自重作用下的变形进行有限元计算. 模拟的对象有等截面或变截面织物条悬臂梁的悬垂、方形织物铺在方桌、圆桌或球面上的悬垂, 等等. 在这些织物悬垂的有限元模拟中, 模拟的精度如何, 是一个重要的课题. Kim^[34] 给出了其数值结果和实验结果的比较, 误差最高为 14%.

Hu 等^[35] 也基于织物的正交异性非线性本构模型, 采用大变形曲壳单元^[36]、线性增量正交异性本构方程和伪弧长的算法^[37~39], 对织物悬臂梁和方形织物铺在方桌面上的悬垂进行过众多算例的数值模拟. 最后发现, 数值计算的结果并不总是和实验的结

果符合得很好, 多数计算结果显示织物比其实际的悬垂显得“刚硬”. Hu 等^[35] 指出, 模拟精度不高的原因之一难以准确测量织物的材料常数.

5.3 其他的数值计算工作

Ivanov 和 Tabiei^[40,41] 发展了微观力学模型以模拟机织织物的破坏行为. 该模型利用划分体积微元的思想, 在计算等效刚度的同时考虑了纤维方向的改变和材料的非线性, 并采用了混合的等应力和等应变边界条件. 若某个时间和体积单元里的最大主应变或最大剪应变超过了临界值, 则材料破坏, 理论预测也与实验结果基本相符.

Karayaka 和 Kurath^[42] 提出了能够转化为结构有限元编码的微观变形模型, 允许加载条件和织物几何参数的自由变化. 该模型引入了三维体积元, 其等效应力、等效应变和等效刚度为体积单元内局部应力、应变和刚度的平均值. 与其他有限元分析相比, 该模型可以更好地描述材料的线弹性行为.

Whitcomb 和他的同事^[43] 就平纹机织织物不同的几何近似和应力 - 应变分布做了一系列的研究. 由于限制应变和限制应力会分别高估和低估材料刚度, 所以结合该两方面的限制应该是得到理想结果的有效途径.

6 冲压过程中的其他因素对成形性的影响

6.1 传统的“渔网”模型

Lim 等^[44] 回顾了纺织复合材料的成形性研究, 基本方法大致可归纳为两种: 基于纯几何关系的网格方法 (又称作“渔网”模型) 和基于应力 - 应变分析的力学方法. 网格方法是最早出现的、最简单的模拟纺织复合材料板成形的技术, 它不需要了解材料的本构行为, 只需要知道板的宏观尺度、纱线的几何尺寸和模具的表面形状等信息. 与网格方法不同, 力学方法用到了材料的本构关系, 并且在冲压过程的每一步都要做详细的应力 - 应变计算以更新材料当前所处的力学状态. 相比之下, 网格方法从最初的材料到冲压后的成品, 仅需一步转化就可完成, 而不用去深究冲压过程中发生的细节, 极大地减少了计算量.

通过对机织织物的实验发现^[45], 纤维方向的延伸性很弱, 变形主要是通过纱线间的剪切实现. 于是, 网格方法假定材料沿纤维方向不可伸长. 在材料表面任取位于纱线网格对角上的两个结点 $(i-1, j)$ 和 $(i, j-1)$, 见图 10. 通过该两点分别作半径为 dX 的圆弧, 其交点就是另一个结点 (i, j) , 这里的 dX 可

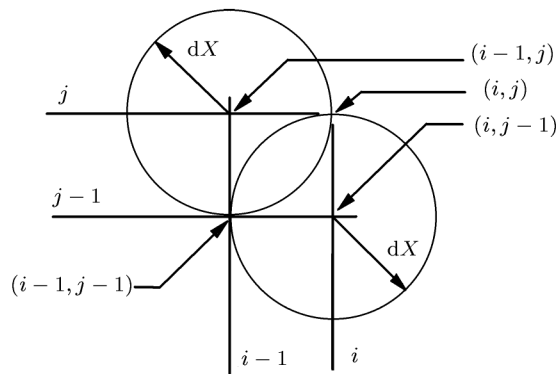


图 10 机织织物成形的传统“渔网”模型

以取为最初纱线交点的间距. 注意到模具存在非零的表面曲率, dX 应为沿模具表面“测地线”的长度.

如果我们只需要得到最后产品的形状、应变及厚度等几何参数, 网格方法就已足够. 但是, 这种“渔网”模型也有其局限和不足. 首先, 由于缺乏应力信息, 所以不能提供有关模具设计和冲压过程的最佳参数, 不能有效地预测和防止皱曲的产生. 例如, 对于一定的产品尺寸, 材料原板的最佳面积取多少; 冲压过程中应对材料边缘施加多大的压力; 冲压应在什么温度下进行等等, 对这些问题“渔网”模型都无法回答. 其次, “渔网”模型忽略了纤维实际存在的微小伸长、冲压过程中材料与模具表面的摩擦以及应力与应变的耦合, 而这些都是影响材料成形和皱曲的重要因素. 因此, 网格方法只是研究材料成形的最基本的近似方法, 无法用于更深入的研究.

6.2 纯拉伸和深滑移

实验表明, 复合材料实际的冲压过程是两种不同变形模式的复杂的组合: 纯拉伸和深滑移. 所谓深滑移, 是指材料在变形过程中, 表面积没有改变, 材料是靠滑移到模具中形成固定的形状. 在这种情形下, 需要有足够大的材料原板才能冲压成功并避免皱曲^[46]. 而纯拉伸时, 材料的边缘并没有向模具里滑移, 是通过材料内部的拉伸导致表面积增大以形成一定的表面曲率^[47]. 这时材料边缘就需要承受足够的压力和摩擦以防止滑移.

为此, Lim 等^[48]引入了一个新的参数, Π , 来表征冲压过程中上述两种情形的相对程度. 材料在拉伸过程中的面积应变增量 $d\xi$ 有如下定义

$$d\xi = dA/A$$

其中 A 为材料当前的表面积, 于是得到面积应变总量

$$\xi = \int d\xi = \ln \frac{A}{A_{ob}}$$

其中 A_{ob} 为变形前的材料面积.

当材料有滑移时, 其滑移增量 $d\psi$ 定义为

$$d\psi = \frac{dA_{ob'}}{A_{ob}}$$

其中 $A_{ob'}$ 为当前材料在原平面上的投影面积, 类似地, 有

$$\psi = \int d\psi = 2 \ln \frac{R_{ob}}{R_{ob'}}$$

对于半球形冲压, R_{ob} 和 $R_{ob'}$ 分别为材料冲压前后在原平面上投影的半径, 见图 11.

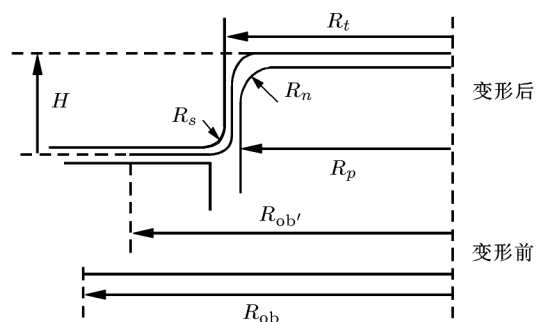


图 11 冲压模具与材料的几何图解

参数 Π 定义为

$$\Pi = \frac{\xi}{\psi}$$

它表征当材料发生单位滑移时的拉伸量, 其实际的取值范围是 $0 < \Pi < \infty$, 即介于理想的纯拉伸和深滑移之间.

对材料边缘施加过大的压边力会产生过度的拉伸,导致材料断裂;另一方面,压力太小又需要足够面积的原材料,且容易产生皱曲。所以,如何确定边缘压边力、如何确定两种变形模式的相对程度无疑是提高冲压质量的一个至关重要的问题。通过引入新参数 II ,可以更好作进一步的研究;但该参数的局限是对于表面形状复杂的模具,表面积和滑移量都不易确定。

6.3 冲压模具设计的改进

Nakamura 和 Ohata^[49] 对玻璃纤维织物增强热塑性树脂复合材料进行了实际的冲压,提出了用以减少皱曲的改进后的模具设计,并在实验中得到了证实。材料在一对立方体的冲头和凹模下成形后,测量表明,剪应变在沿纱线方向的区域中很小,而大都集中在纱线的对角线方向;相反,沿纱线方向区域的压应变却比较显著。由于纤维本身是无法压缩的,所以这里的压应变是由整体材料的皱曲产生。从另一角度讲,材料沿纱线对角线的剪应变补偿了沿纱线方向变形的限制。因此,若能增大其剪应变的程度,就可以减小沿纱线方向的压缩。

于是, Nakamura 等人使用了一个同心圆环的模具,见图 12。冲压时,外环只对纱线对角线区域的材料施压,从而增大了这一区域的剪切变形。实验结果表明,沿纱线方向的压应变和皱曲也相应地减小了。然而,上述模型和解决方案只考虑了由压应变导致的皱曲,没有顾及剪切对皱曲的影响。实际上,材料的皱曲应该是受拉、压、剪混合影响的,对于不同的材料,其各自的影响方式和程度也有待进一步研究。

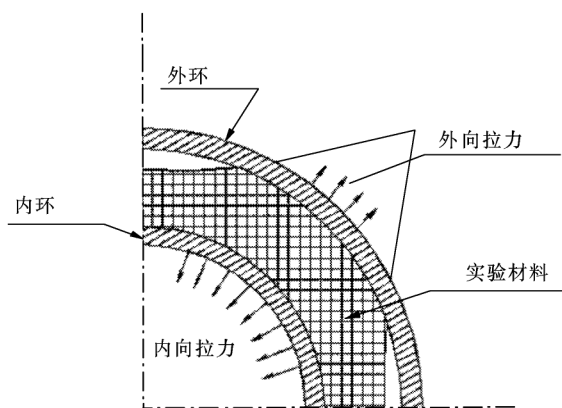


图 12 同心圆环冲压模具的施力图

6.4 热塑性树脂复合材料的成形类型

Bigg 和 Preston^[50] 分析了多种热塑性树脂复合材料的冲压类型,包括玻璃纤维增强聚丙烯、玻璃纤维增强尼龙-12、玻璃纤维增强聚丁烯、玻璃纤维增

强聚乙烯等等,并总结出 3 种主要的成形类型:熔融态冲压、液态浇铸和固态冲压。

在熔融态冲压实验中,聚丙烯复合材料在高压红外微波炉里被加热到 $205^{\circ}\text{C} \sim 230^{\circ}\text{C}$,取出后立即置于冲头和模具之间,冲压速率维持在 100 cm/min 左右。液态浇铸是将厚且小的原材料制成薄而大的成品,适用于生产外形复杂的构件,其加热方式和温度控制与熔融态冲压相似。固态冲压只适用于半晶体聚合物基体复合材料(如聚丙烯、尼龙-12、聚丁烯、聚乙烯等),其冲压温度维持在玻璃的相变温度和基体熔点之间(大约低于基体熔点 $25^{\circ}\text{C} \sim 30^{\circ}\text{C}$)^[51]。固态冲压的优点是过程快、成形周期短(约 $10 \sim 20\text{ s}$),缺点是只适用于生产形状简单的构件。

6.5 摩擦对材料成形的影响

在冲压过程中,当材料与工具表面接触时,不可避免地会产生摩擦;在整个变形过程中,材料内部也无时无刻不存在摩擦。因此对摩擦的研究成为复合材料冲压成形领域的重点和难点。两类摩擦(库仑摩擦和动力学摩擦)都可以应用在材料的成形过程中。库仑摩擦(又称为静摩擦)存在于干燥的表面间,其摩擦力与正压力成正比而与相对速度无关,适用于前面提到的固态冲压。而动力学摩擦是介于两个表面间的液体薄层产生的(例如黏性剪切)。对于聚合物基体,尤其是在高温下,材料内部动力学摩擦占主导地位,库仑摩擦只存在于增强纤维与工具表面相接触的部分区域。

Murtagh 等^[52] 测量并分析了这些摩擦力的大小和性质。实验对象为单向碳纤维增强聚乙醚和玻璃纤维增强 PA-12,冲压工具分别以橡胶和工具钢为材料。实验结果表明:

- (1) 温度对材料的摩擦有很大的影响;
- (2) 摩擦系数随着正压力的增大而减小,但对剪切速率的响应不明显;
- (3) 与沿相对滑移方向相比,垂直方向上的摩擦力较小;
- (4) 高温下,复合材料与工具表面之间存在着一部分树脂黏性体,使其具有动力学摩擦的性质。

6.6 其他的研究进展

Kollegal 和 Sridharan^[53] 用微观力学方法分析了受压的平纹机织织物板,通过有限元法得出了材料内部的应力-应变值,并描述了纱线内和纱线间可能的破坏形式。

Dasgupta 等^[54] 和 Brewer 等^[55] 同样给出了平

纹机织织物的微观力学破坏准则.

Yu 等^[56]修正了其最初的非正交本构模型^[57], 并重新考虑了机织织物增强纤维的波浪状几何外形和由摩擦产生的剪切刚度, 以此来更准确地捕捉纺织复合材料的皱曲行为. 他们对圆形和方形的材料原板在半球形模具中冲压后的皱曲情况进行了比较, 得到了不同的结论.

7 结 语

纺织复合材料优越的力学性能和广阔的应用前景促使人们对它的成形性进行了多方面的研究, 得到了很多重要的、具有启发性的结论. 其中, 大部分的数值计算基于机织织物众多的几何与力学特征, 通过平均的方法, 确定了材料的等效行为, 并计算了微观应力和应变. 然而, 模型本身却很复杂, 尤其是对于多变的纺织结构和冲压过程, 计算量更大. 另一方面, 许多本构关系都是建立在弹性的基础上, 只有少数模型涉及到了材料的大变形直至皱曲. 另外, 在不同的工业冲压条件下, 材料宏观上的皱曲和破坏准则还有待进一步研究, 而皱曲和破坏不仅取决于纤维增强体和基体的性质、冲压条件, 还取决于织物的结构以及成品的几何尺寸, 这也增加了优化各项冲压参数的难度. 总的说来, 对纺织复合材料的研究也尚处于初步阶段. 本文仅针对平纹机织复合材料这一狭小的领域, 对目前进行的成形性研究做了一个简单的介绍. 随着实验水平的提高和计算机技术的发展, 相信各种纺织复合材料将会越来越快地从实验室研究转移为实际工业生产应用.

参 考 文 献

- 1 Rozant O, Bourban P E, Manson J A E. Drapability of dry textile fabrics for stampable thermoplastic preforms. *Composites Part A*, 2000, 31: 1167~1177
- 2 Zingraff L, Wakeman M D, Bernet N, et al. Non-isothermal stamp forming of carbon/polyamide 12 based composites. In: Innovations in Processing and Manufacturing of Sheet Materials, New Orleans, Louisiana, 2001-02-11-15. 327~345
- 3 Gutowski T G, Dillon G, Chey S, Li H. Laminate wrinkling scaling laws for ideal composites. *Composites Manufacturing*, 1995, 6: 123~134
- 4 Arndt R D. Fabric preforming for structural reaction injection molding. In: Advanced Composite Materials: New Developments and Applications Conf Proc, Michigan, USA, 1991-09-30-10-03. 35~40
- 5 Peng X Q, Xue P, Cao J, et al. Normalization in picture frame tests of composite materials: length or area? In:

- Proceedings of the 5th International ESAFORM Conference on Material Forming, Krakow, Poland, 2002-04-14-17. 287~290
- 6 Lussier D, Chen J. Shear frame standardization for stamping of thermoplastic woven fabric composites. In: 32nd International SAMPE Technical Conference, Boston, USA, 2000-11. 150~160
- 7 Prodromou A G, Chen J. On the relationship between shear angle and wrinkling of textile composite preforms. *Composites Part A*, 1997, 28: 491~503
- 8 Long A, Robitaille F, Souter B, Rudd C. Permeability prediction for sheared, compacted textiles during liquid composite moulding. In: Proc of ICCM-13, Beijing, China, 2001-06. 636
- 9 Souter B J, Long A C, Robitaille F, Rudd C D. Modeling the influence of reinforcement architecture on formability. In: 9th European Conference on Composite Materials. Brighton, UK, 2000-06
- 10 Yu J Z, Cai Z, Ko F. Formability of textile preforms for composite applications. part I. characterization experiments. *Composites Manufacturing*, 1994, 5(2): 113~122
- 11 Wu E, Chang L C. Loading rate effect on woven glass laminated plates by penetration force. *Journal of Composite Materials*, 1998, 32: 702~721
- 12 Hivet G, Launay J, Gasser A, et al. Mechanical behavior of woven composite reinforcements while forming. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, 2002, 15: 545~555
- 13 Dong L, Lekakou C, Bader M G. Processing of composites: simulations of the draping of fabrics with updated material behavior law. *Journal of Composite Materials*, 2001, 35: 138~163
- 14 Xue P, Peng X Q, Cao J. A non-orthogonal constitutive model for characterizing woven composites. *Composites Part A*, 2002, 34(2): 183~193
- 15 Boisse P, K B G. Experimental analysis and modeling of biaxial mechanical behavior of woven composite reinforcements. *Exp Mech*, 2001, 41(3): 260~269
- 16 Halpin J C. Primer on Composite Materials: Analysis. Lancaster: Technomic Publishing Company, 1984
- 17 张义同. 织物力学研究的新进展. *力学进展*, 2003, 33(2): 217~226
- 18 Zhang Y T, Fu Y B. A micro-mechanical model of woven fabric and its application to the analysis of buckling under uniaxial tension. Part 1. The micro-mechanical model. *Inter J Engng Sci*, 2000, 38(17): 1895~1906
- 19 Zhang Y T, Fu Y B. A micro-mechanical model of woven fabric and its application to the analysis of buckling under uniaxial tension. Part 2. Buckling analysis. *Inter J Engng Sci*, 2001, 39(1): 1~13
- 20 Blacketter D M, Walrath D E, Hansen A C. Modeling damage in a plain weave fabric-reinforced composite material. *Journal of Composites Technology & Research*, 1993, 15:

- 136~142
- 21 Naik N K, Shembekar P S. Elastic behavior of woven fabric composites: I-lamina analysis. *Journal of Composite Materials*, 1992, 26: 2196~2225
 - 22 Chou T W, Frank K K. Textile Structural Composites. New York: Elsevier Science Publishing Company, 1989. 209~264
 - 23 Chapman C, Whitcomb J. Effect of assumed tow architecture on predicted moduli and stresses in plain weave composites. *Journal of Composite Materials*, 1995, 29: 2134~2159
 - 24 McBride T M, Chen J. Unit-cell geometry in plain-weave fabrics during shear deformations. *Composites Science and Technology*, 1997, 57: 345~351
 - 25 Lekhnitskii S G. Theory of Elasticity of an Anisotropic Body. Moscow: MIR Publishers, 1981
 - 26 Naik N K, Ganesh V K. Failure behavior of plain weave fabric laminates under on-axis uniaxial tensile loading: II-analytical predictions. *Journal of Composite Materials*, 1996, 30: 1779~1822
 - 27 Lussier D, Chen J. Material characterization of woven fabrics for thermoforming of composites. In: Proceedings of the American Society for Composites in Fifteenth Technical Conference, College Station, Texas, USA, 2000-09-25-27. 301~310
 - 28 Cao J, Xue P, Peng X Q, Krishnan K. An approach in modeling the temperature effect in thermostamping of woven composites. *Composite Structures*, 2003, 61: 413~420
 - 29 Yi Y M, Park S H, Youn S K. Asymptotic homogenization of viscoelastic composites with periodic microstructures. *Int J Solids Structs*, 1998, 35: 2039~2055
 - 30 Bensoussan A, Lions J L, Papanicolaou G C. Asymptotic analysis for periodic structures. *Studies in mathematics and its applications*, 1978, 5: 700
 - 31 Shanahan W J, Lloyd D W, Hearle J W S. Characterizing the elastic behavior of textile fabrics in complex deformations. *Textile R J*, 1978, 9: 495~505
 - 32 Clapp T G, Peng H. A comparison of linear and nonlinear bending methods for predicting fabric deformation in automated handling. *J Text Inst*, 1991, 82: 341~352
 - 33 Brown P R, Buchanan D R, Clapp T G. Large deflection bending of woven fabric for automated material handling. *J Text Inst*, 1990, 81: 1~14
 - 34 Kim J H. Fabric mechanics analysis using large deformation orthotropic shell theory. In: Proceedings of the 3rd Academic Apparel Research Conference, Atlanta, GA, 1992-02-17-18
 - 35 Hu J L, Zhang Y T, Teng J G. Finite element simulation of fabric cantilever test. *Journal of China Textile University*, 1997, 14(3): 14~20
 - 36 张义同, 杨海元, 张敬宇. 一种大变形曲壳单元. *力学学报*, 1990, 22(2): 200~205
 - 37 Riks E. An incremental approach to the solution of snapping and buckling problems. *Int J Solids Structures*, 1979, 15: 529~551
 - 38 Crisfield M A. A fast incremental/iterative solution procedure that handles "snap-through". *Computers & Structures*, 1981, 13: 55~62
 - 39 Riks E. Some computational aspects of the stability analysis of nonlinear structures. *Comput Meth Appl Mech Engng*, 1984, 47: 219~259
 - 40 Ivanov I, Tabiei A. Three-dimensional computational micro-mechanical model for woven fabric composites. *Composite Structures*, 2001, 54: 489~496
 - 41 Tabiei A, Ivanov I. Materially and geometrically non-linear woven composite micro-mechanical model with failure for finite element simulations. *International Journal of Non-linear Mechanics*, 2002, 39: 175~188
 - 42 Karayaka M, Kurath P. Deformation and failure behavior of woven composite laminates. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1994, 116: 222~232
 - 43 Whitcomb J, Noh J, Chapman C. Evaluation of various approximate analyses for plain weave composites. *Journal of Composite Materials*, 1999, 33: 1958~1980
 - 44 Lim T C, Ramakrishna S. Modeling of composite sheet forming: a review. *Composites Part A*, 2002, 33: 515~537
 - 45 Suemasu H, Friedrich K, Hou M. On deformation of woven fabric-reinforced thermoplastic composites during stamp forming. *Composite Manufacturing*, 1994, 5: 31~39
 - 46 Chung S Y, Swift H W. An experimental investigation of redrawing of cylindrical cups. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1951, 165: 199~211
 - 47 Kaftanoglu B, Alexander J M. An investigation of the Erichsen test. *J Inst Metals*, 1961, 90: 457~470
 - 48 Lim T C, Ramakrishna S, Shang H M. Optimization of the formability of knitted fabric composite sheet by means of combined deep drawing and stretch forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 1999, 89: 99~103
 - 49 Nakamura Y, Ohata T. The effect of newly developed blank holder on press forming of glass-cloth reinforced thermoplastic sheet. *Key Engineering Materials*, 1998, 137: 40~46
 - 50 Bigg D M, Preston J R. Stamping of thermoplastic matrix composites. *Polymer Composites*, 1989, 10(4): 261~268
 - 51 Bigg D M. Mechanical property enhancement of semicrystalline polymers – a review. *Polym Eng Sci*, 1988, 28: 830
 - 52 Murtagh A M, Lennon J J, Mallon P J. Surface friction effects related to pressforming of continuous fibre thermoplastic composites. *Composites Manufacturing*, 1995, 6: 169~175
 - 53 Kollegal M G, Sridharan S. Compressive behavior of plain weave lamina. *Journal of Composite Materials*, 1998, 32: 1334~1355
 - 54 Dasgupta A, Bhandarkar S M. Effective thermo-mechanical behavior of plain-weave fabric-reinforced composites using homogenization theory. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1994, 116: 99~105

- 55 Brewer J C, Lagace P A. Quadratic stress criterion for initiation of delamination. *Journal of Composite Materials*, 1988, 22: 1141~1155
- 56 Yu W R, Zampaloni M, Pourboghraat F, et al. Sheet hydroforming of woven FRT composites: non-orthogonal constitutive equation considering shear stiffness and undulation of woven structure. *Composite Structures*, 2003, 61: 353~362
- 57 Yu W R, Pourboghraat F, Chung K, et al. Non-orthogonal constitutive equation for woven fabric reinforced thermoplastic composites. *Composites Part A*, 2002, 33: 1095~1105

RESEARCH ON THE CONSTITUTIVE RELATION AND FORMABILITY OF WOVEN TEXTILE COMPOSITES

ZHU Bo¹ YU Tongxi¹ TAO Xiaoming²

¹ Department of Mechanical Engineering, Hong Kong University of Science and Technology,
Clear Water Bay, Kowloon, Hong Kong

² Institute of Textiles and Clothing, Hong Kong Polytechnic University, Hong Hum, Kowloon, Hong Kong
E-mail: metxyu@ust.hk, Fax: (852) 2358 1543

Abstract This paper reviews the researches on the formability of woven textile composites. First, the categories of textile composites as well as their mechanical and physical properties are introduced. Then, the current researches on the formability of woven textile composites and the industrial stamping technique are summarized, including relevant experiments, theoretical models and computational methods. The shear deformation, as in a nonlinear constitutive relation, is the most principal deformation mode for plain woven textile composites. “Wrinkling” has been observed and “locking angle” is introduced during the pure shear deformation. Then, theoretical modeling of constitutive relations is presented, including tension, compression, shear, and so forth. Finite element simulation during stamping operation is introduced. Factors affecting the formability of the material, such as temperature, friction, marginal pressure, etc, are briefly referred. Many important conclusions have been reached, the investigations of corresponding projects have been initiated and drawn an extensive attention. Finally, future research domains are discussed and the further development of textile composites is expected.

Keywords textile composites, plain woven, stamping, formability, constitutive relation, locking angle, wrinkling

* The project supported by the Research Grants Council of Hong Kong (HKUST6012/02E)