

SHANGHAI JIAO TONG UNIVERSITY

学士学位论文

THESIS OF BACHELOR



论文题目: 复合材料增强圆管的翻转特性

学生姓名:	郭丹
学生学号:	5110109096
专业:	工程力学
指导教师:	王熙教授
学院(系):	船舶海洋与建筑工程学院



复合材料增强圆管的翻转特性

摘要

金属圆管是传统的能量吸收结构,近年来随着复合材料的不断发展,复合材料优良的 能量吸收表现日渐成为研究热点。基于前人的研究,本文采用解析模型和有限元模型相结 合的方法,研究了复合材料增强圆管自由外翻过程中的能量吸收特性。

首先,建立了复合材料增强圆管自由外翻的解析模型,通过实验数据对解析模型的正确性进行了间接验证。解析模型可以揭示复合材料增强圆管自由外翻的能量吸收特性的一般性规律,容易阐明关键参变量对能量吸收特性的影响机理,可以省时省力地设计出满足工程要求的优化方案。

其次,建立了复合材料增强圆管自由外翻的有限元模型,通过实验数据间接验证了其 合理性。借助有限元模拟仿真进行"虚拟实验",来补充目前所缺少的复合材料增强圆管自 由外翻的实验数据,进而验证解析模型的正确性。

最后,通过解析模型对复合材料增强圆管自由外翻过程中的能量吸收特性进行了研究 和分析,并描述了纤维增强复合材料层厚度,纤维铺设角度,以及加载速度这三个变量对 复合材料增强圆管的能量吸收能力的影响,给出了相关优化方案的建议,使结构既可以达 到预期的能量吸收的能力,同时又可以减轻装置的重量。

关键词:复合材料增强圆管,自由外翻,能量吸收特性,数值模拟



INVERSION CHARACTERISTICS OF COMPOSITE REINFORCED CIRCULAR TUBES

ABSTRACT

Metal tubes are conventional energy absorption structures. With the constant development of composite materials in recent years, their excellent energy absorption performance has become a research hotspot. Based on previous studies, the analytical models and FE (finite element) simulations are applied to study the energy absorption properties of composite reinforced circular tubes during free external inversion.

To begin with, the analytical models of composite reinforced circular tubes during free external inversion are established. Subsequently, the correctness of the analytical models is verified indirectly. The analytical models can help to reveal general laws of energy absorption properties and key parameters' influence mechanism of composite reinforced circular tubes during free external inversion. Optimum designing proposals are able to be reached to meet the engineering requirements, economical with time and effort.

Next, the FE models of composite reinforced circular tubes during free external inversion are set up and the reasonableness of FE models is verified indirectly later. FE simulations, which are also known as "virtual experiment", have the capacity to make up the deficiency of lacking test data of composite reinforced circular tubes' free external inversion. And then the correctness of the analytical models can be verified with FE results.

Finally, this paper analyzes and figures out the energy absorption properties of composite reinforced circular tubes during free external inversion with the help of the analytical models. The effects of fiber layer thickness, ply orientation angle of fiber layer and loading velocity are described and investigated respectively. Some relevant suggestions of optimum proposals are made to reduce devices' weight with the achievement of expected energy absorption capability.

Key words: composite reinforced circular tubes, free external inversion, energy absorption

properties, numerical simulation



目录

第一章	绪论	1
1.1	研究背景与意义	1
1.2	国内外研究现状	1
1.3	本文的主要研究内容	2
第二章	复合材料增强圆管自由外翻解析模型和有限元模型	3
2.1	复合材料增强圆管自由外翻的解析模型	3
	2.1.1 基本假设	3
	2.1.2 材料模型	3
	2.1.3 理论公式推导	5
2.2	复合材料增强圆管自由外翻的有限元模型	16
2.3	算例设计	24
2.4	本章小结	24
第三章	有限元模型与解析模型的验证	25
3.1	复合材料增强圆管自由外翻有限元模型合理性的验证	25
3.2	复合材料增强圆管自由外翻解析模型正确性的验证	28
3.3	本章小结	35
第四章	复合材料增强圆管自由外翻的能量吸收特性	36
4.1	纤维铺设角度和纤维层厚度对能量吸收能力的影响	36
4.2	加载速度对能量吸收能力的影响	39
4.3	本章小结	41
第五章	结论	43
5.1	总结	43
5.2	结论	43
5.3	展望	44
参考文	献	45
谢辞		47



第一章 绪论

1.1 研究背景与意义

现代生活越来越依赖于各种交通工具,技术的进步也让车辆获得更高的速度和更大的 规模,为人们的生产生活提供便利。不过一旦发生机动车交通事故,就可能严重威胁人们的 生命和健康,并会对社会造成严重的经济损失。车辆碰撞的后果包括结构损坏和对人体的损 伤,值得注意的是,乘员在碰撞事故中与车辆内部部件发生碰撞,即二次碰撞,也可能是非 常危险的^[1]。例如在碰撞过程中人的胸廓直接与方向盘及相连的驾驶杆发生碰撞。

近年来人们越来越关注车辆的安全性能,各种能量吸收结构也被广泛用于改善交通工 具的耐撞性。其中金属圆管就是传统的缓冲吸能机构,其在轴力受压作用下可能发生的变形 机制有:屈曲失稳、压溃、翻转、撕裂^[1]。

金属圆管发生翻转时变形机制稳定可控、载荷一位移曲线平稳,因此是非常理想的吸能 结构,可以用于设计可塌陷的驾驶杆或者其他能量吸收装置^[1]。另外,在过去的 30 年里, 复合材料快速发展,被广泛应用于航空与航天工业,除了具有很高的比强度和比刚度,它 们还具有很好的能量吸收行为。与传统的金属材料相比,复合材料具有更高的比能量吸收 (单位质量所吸收的能量),能量吸收的实际表现要比金属好得多^[1]。因此可以将纤维增强 复合材料与金属材料结合起来,以吸收更多的能量,特别适用于对结构重量要求苛刻的条 件。

1.2 国内外研究现状

20世纪 60 年代,通用汽车研究室的 Kroell, C.K. 首先提出要利用圆管翻转机制来设计 汽车的碰撞吸能系统^[2],并提出了四种模式的翻转:带模具的内、外翻转及自由的内、外 翻转,并给出了相关的实验数据。因为圆管翻转涉及不同阶段的变形过程,变形区的几何形 状也比较复杂,同时又涉及材料的非线性及摩擦等诸多问题,所以很难建立详细的理论模型, 因此前人的研究都对该问题采取了不同程度的简化和假设。

Guist, L.R.和 Marble, D.P.也提出要利用圆管翻转机制来设计登月器的能量吸收装置,并 对圆管翻转过程进行了简化,建立理论模型得到解析解,进而对该过程中的翻转力和卷曲半 径进行预测^[3]。利用能量守恒原理和稳态力极小化假设,翻转力的预测结果比实验的数据要 小 20%-30%,而对卷曲半径的预测结果却与实验数据相差很大,几乎是实验值的两倍。因 为卷曲半径的预测结果与实验数据之间存在巨大的差异,所以在这之后 Reddy, T.Y.在 1992 年重新研究了变形区的卷曲半径问题^[4],采用了不同的材料模型,他采用刚-线性应变强化 材料模型,同时考虑了包辛格效应,采用 Tresca 屈服准则和相关流动法则,提出了新的预 测公式,来预测稳态翻转力和卷曲半径。在一些特定的情况下,比如当选取特定的模型尺寸 和材料时,这时解析值与实验值非常相符。但是文章中并没有说明计算参数和实验中真实的 参数有多大区别。清华大学的邱信明教授对 Reddy, T.Y.的模型进行了改善^[5,6],通过采用合 适的外功率和理想刚塑性材料的屈服条件,提出了金属圆管准静态自由外翻下的三维模型, 对自由外翻的稳态翻转力和半圆形变形区的卷曲半径预测得更为精确。Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.于 1996 年发表的文章中研究了金属圆管在动载荷作用下自由外翻的特性^[7],对动 载作用下的初始峰值载荷和稳态翻转力的升高做出了解释。

对于复合材料结构在能量吸收方面的研究主要集中在压溃这种破坏模式上,研究表明与金属结构相比,复合材料的破坏模式要更为复杂,以往的研究多为实验^[8]及模拟仿真^[9],同时也有理论预测。Farley, GL.和 Jones, R.M.提出了复合材料圆管结构压溃力的理论预测公式^[10]。Gupta, N.K.等给出了用于理论预测复合材料圆管结构在压溃过程中吸收能量的解析



表达式[11]。

对于纤维增强金属圆管的研究也集中在压溃这种变形机制上,并且大多是实验研究^[12-15]。Hanefi, E.H.和 Wierzbicki, T.给出了纤维增强圆管的平均压溃力的近似解^[16],这个近 似解与 Wang, X.G.等人的实验结果^[17]很相符。纤维增强金属圆管的压溃行为不仅与材料性 质有关,还与增强纤维的缠绕角度有关,对此 Wang, X.和 Lu, G.在此基础上进行了改进,得 到更精确的预测值^[18]。不过现有的关于复合材料增强圆管自由外翻的文献非常有限。

1.3 本文的主要研究内容

从目前国内外的研究现状可以看出,目前对金属圆管自由外翻的研究已经比较深入并 日臻完善。复合材料优秀的能量吸收性能使之成为国内外在能量吸收方面研究的热点,不过 目前对于复合材料结构及纤维增强管件的研究也只是主要集中在压溃这种变形机制上,而针 对复合材料增强圆管自由外翻这种变形机制的研究则非常有限。所以,本文的主要研究内容 有以下几个方面:

(1) 基于正交各向异性复合材料和弹塑性理论,建立正交各向异性纤维增强弹塑性圆管的翻转平衡的能量守恒方程,给出在静、动态载荷作用下纤维增强弹塑性圆管的翻转过程的翻转特征和能量吸收特性的解析模型。

(2)建立了复合材料增强圆管自由外翻的有限元模型,并根据现有的实验数据和前人 相关的模拟仿真结果间接验证有限元模型的合理性。再通过比较有限元结果和解析模型的预 测结果来验证解析模型的正确性。

(3)利用解析模型进行预测和有限元模型进行模拟仿真,对复合材料增强圆管自由外翻过程中的能量吸收特性进行研究,通过算例和讨论揭示加载速度、纤维铺设角度以及纤维增强复合材料层厚度对复合材料增强弹塑性圆管自由外翻过程的翻转特征和能量吸收机理的影响规律。

(4) 总结全文工作,并对可能有待于进一步探究的问题进行展望。



第二章 复合材料增强圆管自由外翻解析模型和有限元模型

2.1 复合材料增强圆管自由外翻的解析模型

2.1.1 基本假设

因为目前几乎没有针对复合材料增强圆管自由外翻的研究,所以本文参考了前人建立 金属圆管自由外翻以及复合材料包裹的金属管件轴向压溃的解析模型时采取的假设,对本课 题设定了如下一些基本假设:

- (1) 金属材料服从 Tresca 屈服准则;
- (2) 弯矩与周向膜力不耦合,即没有相互作用;
- (3) 复合材料层厚度始终保持不变;
- (4)圆管半径>>管壁厚度,即为薄壁圆管;
- (5) 金属层和复合层不脱离;
- (6) 不考虑复合材料的应变率效应。

2.1.2 材料模型

为了建立起合适的复合材料增强圆管自由外翻的解析模型,首先要对圆管管壁选用的 两层材料,即金属和复合材料的力学行为进行理想化处理,以便可以用简单的函数关系来 表示材料的应力-应变关系,方便建立解析模型。

对于金属来说,当拉力相对比较小时,首先会进入应力-应变关系呈线性的弹性阶段。 当施加的载荷达到一定水平时,材料会发生屈服。这时应力-应变关系偏离线性,同时还意 味着此后发生的塑性变形不可恢复。屈服之后要使变形继续增大,就需要继续增加载荷, 材料的这种反应称为应变强化。

材料达到屈服之前,可以采用线弹性材料模型对应力-应变关系进行模拟。不过当用于 能量吸收的目的时,材料通常要经历塑性大变形。在这些情况下,塑性应变要远大于弹性 应变,因此在进行分析时通常可以忽略弹性应变。也就是认为在初始屈服之前,材料表现 出刚性行为。

材料屈服以后,如果材料具有明显的塑性流动阶段且流动阶段较长,或者强化的程度 较小,强化现象不明显,则可以采用理想塑性模型,也就是从初始屈服到断裂的过程中, 虽然材料持续发生塑性变形,但认为应力一直保持不变。如果材料应变强化显著,通常可 以采用线性强化模型进行模拟。

因此,将材料屈服之前的弹性或刚性与屈服之后的理想塑性、线性强化相组合,常用 的材料模型有 4 种:理想弹塑性模型、弹-线性强化模型、理想刚塑性模型、刚-线性强化 模型。另外,为了便于计算,也可采用幂次函数近似地描述全局的应力-应变曲线,即弹性 和塑性两个阶段的应力-应变曲线,这种模型称为幂强化模型。

本课题中解析模型的计算和有限元模拟仿真选取的金属材料均为软钢,图 1 展示了软钢拉伸时的名义应力-应变曲线^[7]:





图1 软钢拉伸时的名义应力-应变曲线

从曲线中可以看出弹性应变远小于屈服后的塑性应变,所以可将屈服前材料行为理想 化为刚性。软钢在达到屈服之后,可以看到有显著的应变强化现象,所以选取的金属的材 料模型为刚-线性强化模型。

(1) 金属材料模型选取图 2 所示的刚-线性强化模型,该模型中的应力应变关系为:

$$\sigma = Y_0 + E_p \varepsilon \tag{1}$$

其中: Y_0 一初始屈服应力;

*E_P*一强化模量。

本文所有算例中对金属采用理想刚塑性和刚-线性强化模型这两种材料模型都进行了 计算,当计算金属采用理想刚塑性材料模型时,只需将强化模量 *E_p*取 0 即可。



第4页共47页



(2)纤维增强复合材料的材料模型选取理想化模型^[1]。因为复合材料具有正交各向异性,所以对材料平行纤维方向以及垂直纤维方向的力学行为都进行了理想化处理。平行纤维方向的应力-应变关系见图 3,垂直纤维方向的应力-应变关系见图 4。

在复合材料的理想化模型中,将平行纤维方向和垂直纤维方向上受拉时的应力-应变关 系理想化为线弹性模型。平行纤维方向和垂直纤维方向上受压时,理想化为应力基本不变, 应变发生塑性流动的情况。



图 4 复合材料垂直纤维方向的理想化模型

2.1.3 理论公式推导

图 5 是复合材料增强圆管在轴向恒定速度载荷作用下发生自由外翻后的轴对称几何模型。轴向载荷 P 作用于复合材料增强圆管的自由端,并且以恒定速度 V_p 沿圆管对称轴 Z 方向加载,使圆管自由端下降距离 δ 。圆管的一端在边缘预成型一个法兰盘,法兰盘被完全固定以帮助圆管实现自由外翻。图 5 中 AB 两点间的半圆形变形区可以视为刚体,以恒定速



度 V_0 向下运动,半圆形变形区内任意一点到圆管对称轴的距离为r,半圆形变形区的半径为b,即为卷曲半径。复合材料增强圆管半径为R,分为内外两层,内层为金属圆管,管壁厚度为 h_m ,在金属圆管外缠绕一层纤维增强复合材料,厚度为 h_c 。



第6页共47页



假定 AB 之间的半圆形变形区以定常速度 V_0 向下做刚体运动, V_0 为圆管进入半圆形变形区的相对速度:

$$V_0 = \frac{1}{2} V_P = V_A \tag{2}$$

对于金属壁:

根据 Drucker 公设的推论 2(塑性应变增量矢量沿屈服面的法向性),即正交流动法则^[19]:

$$d\varepsilon_{ij}^{p} = d\lambda \cdot \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ii}} \tag{3}$$

式中: d λ 为非负的比例系数, 是一个标量;

f 为屈服函数。

式(3)是将屈服函数 f 作为塑性势函数 g,这样就将屈服条件、强化条件和塑性应变 增量联系了起来。将屈服条件与本构关系联合起来考虑所得到的流动法则称为联合流动法 则或与屈服条件相关联的流动法则,它适用于符合 Drucker 公设的稳定性材料。屈服条件一 旦确定了,塑性应变增量便可按此关系式确定。

取广义塑性势函数为 Tresca 屈服函数,如图 6 所示^[19],以图中的 AB、BC 面为例,它 们的方程分别为:



图 6 与 Tresca 条件相关联的流动法则^[19]

$$AB: \sigma_1 - \sigma_2 = \sigma_s \tag{4}$$

$$BC: \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_s \tag{5}$$

相应的塑性势函数为:

$$AB: f_1 = \sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_s = 0 \tag{6}$$

$$BC: f_2 = \sigma_1 - \sigma_3 - \sigma_s = 0 \tag{7}$$

对于 AB 屈服面:



$$d\varepsilon_1^p = d\lambda \cdot \frac{\partial f_1}{\partial \sigma_1} = d\lambda \tag{8}$$

$$d\varepsilon_2^p = d\lambda \cdot \frac{\partial f_1}{\partial \sigma_2} = -d\lambda \tag{9}$$

$$d\varepsilon_3^p = d\lambda \cdot \frac{\partial f_1}{\partial \sigma_3} = 0 \tag{10}$$

因此 AB 面上的流动法则为^[19]:

$$d\varepsilon_1^p: d\varepsilon_2^p: d\varepsilon_3^p = 1: (-1): 0 \tag{11}$$

同理可得 BC 面上的流动法则为[19]:

$$d\varepsilon_1^p: d\varepsilon_2^p: d\varepsilon_3^p = 1:0:(-1)$$
⁽¹²⁾

但是在角点 B 处,因其外法线方向不是唯一的,所以塑性应变增量的方向不定,可以 认为它的方向在两侧法向方向夹角范围内,角点处的塑性应变增量可用有关面上塑性应变 增量的线性组合得到^[19]。

所以根据与 Tresca 条件相关联的流动法则,可以认为金属壁在 AB 间的半圆形变形区 内,轴向方向和周向的应变增量相等且反号,厚度方向没有发生改变,由此可得:

$$\mathcal{E}_x = -\mathcal{E}_\theta, \ \mathcal{E}_t = 0 \tag{13}$$

$$h_{mA} = h_{mB} = h_{mC} = h_m \tag{14}$$

本文假设复合材料层厚度也没有发生变化,则可认为 AB 间半圆形变形区内圆管管壁的 总厚度保持不变,即管壁总厚度 h 保持不变:

$$h = h_m + h_c \tag{15}$$

根据质量守恒原理,密度为常数,则材料的体积在圆管发生翻转的过程中保持不变:

$$r_A \delta_A = r_B \delta_B = r_C \delta_C \tag{16}$$

其中: δ_A , δ_B , δ_C 分别为材料在点 A, B, C 处的流动长度;

 r_A , r_B , r_C 分别为点A, B, C 到圆管对称轴的距离。

与公式(2)类似,当圆管在轴向载荷作用下向下运动距离 δ 时,圆管在A点进入变形区的相对流动长度为:

$$\delta_A = \frac{\delta}{2} \tag{17}$$

根据能量守恒原理,在复合材料增强圆管进行自由外翻时,所有能量应该满足如下方程:

$$W_P = W_V + W_I + W_S + W_B \tag{18}$$

其中各项的含义为:

第8页共47页



 W_P 一动态轴向载荷P所做的功;

 W_{V} 一以速度 V_{P} 下降距离 δ 所引起的动能;

W₁-AB 间半圆形变形区内径向惯性力所做的功,表征惯性效应;

W. 一周向拉伸所耗散的能量;

 $W_{\rm B}$ 一在A,B两处弯曲所耗散的能量。

(1) 动态轴向载荷 P 所做的功 W_p :

$$W_{P} = P \cdot \delta \tag{19}$$

(2) 以速度 V_p 下降距离 δ 所引起的动能 W_v :

$$W_{V} = \frac{1}{2}mv^{2} = \frac{1}{2} \Big[2\pi R\delta \big(h_{m}\rho_{m} + h_{c}\rho_{c}\big) \Big] V_{P}^{2}$$

$$= \pi R\delta V_{P}^{2} \big(h_{m}\rho_{m} + h_{c}\rho_{c}\big) = 4\pi R\delta V_{0}^{2} \big(h_{m}\rho_{m} + h_{c}\rho_{c}\big)$$
(20)

(3) AB 间半圆形变形区内径向惯性力所做的功W₁:

在 AB 间半圆形变形区内,因为将进入变形区的速度和变形区的半径都看作常数,所以 相应的在变形区一点上的角速度和角加速度可以表示成:

加速度:

$$\omega = \overset{g}{\theta} = \frac{V_0}{b} \tag{21}$$

角加速度:

$$\alpha = \overset{\text{g}}{\theta} = \frac{dV_0}{dt} = 0 \tag{22}$$

则在 AB 间半圆形变形区上任意一点处的径向惯性力(即离心力)大小为:

$$dF_r = (dm)\omega^2 b = 2\pi r b d\theta \cdot (h_m \rho_m + h_c \rho_c) \cdot \frac{V_0^2}{b} = 2\pi r V_0^2 (h_m \rho_m + h_c \rho_c) d\theta \quad (23)$$

在整个半圆形变形区的区域内,惯性力的水平分量相互抵消,惯性力的轴向分量,即沿 Z 轴分量可以表示成:

$$F_{rz} = 2\int_{0}^{\frac{\pi}{2}} dF_r \cdot \sin\theta = 2\int_{0}^{\frac{\pi}{2}} 2\pi V_0^2 (h_m \rho_m + h_c \rho_c) r d\theta \cdot \sin\theta$$

$$= 4\pi V_0^2 (h_m \rho_m + h_c \rho_c) \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} r \sin\theta d\theta$$
(24)

根据几何关系:



$$r = R + b(1 - \cos\theta) \tag{25}$$

将式(25)带入式(24)中,运算得到式(24)中积分项的结果为:

$$\int_{0}^{\frac{\pi}{2}} r\sin\theta d\theta = \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \left(R\sin\theta + b\sin\theta - b\sin\theta\cos\theta\right) d\theta$$
$$= \int_{0}^{\frac{\pi}{2}} \left[\left(R+b\right)\sin\theta - \frac{b}{2}\sin 2\theta\right] d\theta$$
$$= -\left(R+b\right)\cos\theta \Big|_{0}^{\frac{\pi}{2}} + \frac{b}{4}\cos 2\theta \Big|_{0}^{\frac{\pi}{2}} = R + \frac{b}{2}$$
(26)

式(24)对于离心力的轴向分量的最终计算结果为:

$$F_{rz} = 4\pi V_0^2 (h_m \rho_m + h_c \rho_c) \left(R + \frac{b}{2} \right)$$
(27)

根据式(16)和式(17)可以得到B处的流动长度:

$$\delta_B = \frac{R}{R+2b} \delta_A = \frac{R}{2(R+2b)} \delta \tag{28}$$

因此可以得到 AB 间半圆形变形区的平均轴向下降距离为:

$$\delta_{AB} = \frac{\delta_A + \delta_B}{2} = \frac{R+b}{2(R+2b)}\delta$$
(29)

所以径向惯性力在 AB 间半圆形变形区的平均轴向下降距离上所做的功为:

$$W_{I} = F_{r_{z}} \delta_{AB} = \pi V_{0}^{2} \delta \left(h_{m} \rho_{m} + h_{c} \rho_{c} \right) \frac{2R^{2} + 3Rb + b^{2}}{R + 2b}$$
(30)

(4) 周向拉伸所耗散的能量 W_s

因为圆管壁包括金属层和复合材料层,因此在 AB 间半圆形变形区内,周向拉伸所耗散的能量也包括两个部分,分别对应金属层周向拉伸吸收的能量和复合材料层周向拉伸吸收的能量,下标分别为 m 和 c:

$$W_{S} = W_{Sm} + W_{Sc} \tag{31}$$

(a) W_{sm} (金属层周向拉伸吸收的能量)的计算

Reddy, T.Y.在 1992 年的文章中给出了如下金属层周向拉伸吸收能量的计算公式^[4]:

$$W_{sm} = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi R h_m \overline{Y_0} \delta[\ln z + 0.5\beta (\ln z)^2]$$
(32)

式(32)是在静态加载的情况下得出的,另外需要考虑动态加载时出现的高应变率对应 变率敏感材料的影响。

当快速增长的动载荷作用于结构时,结构快速变形,从而出现高应变率。先前的许多研



究指出,很多工程材料包括软钢和某些聚合物的力学性质都与应变率有关。例如,在应变率为 10³s⁻¹时,低碳钢的动态屈服应力要比准静态屈服应力增加一倍,同时其韧性显著减小^[1]。

很多微观力学模型已经将这种应变率敏感性同位错运动的热激活,或者聚合物链的快速 拉直联系起来。但是,对于工程应用来说,更为有用的是一些唯象学的显式,即考虑到应变 率对材料屈服应力和流动应力影响的率相关本构方程,其中 Cowper-Symonds 经验公式在结 构碰撞问题中应用最为广泛。这个关系表示了理想刚塑性材料的动态屈服应力或流动应力与 应变率之间的关系^[1]。

Cowper-Symonds 经验公式为:

$$\overline{Y_0} = Y_0 [1 + (\frac{\mathscr{K}}{D})^{1/q}]$$
(33)

式中: Y₀是材料的静态屈服应力;

♣是单轴塑性应变率;

D、q 是描述材料动态行为的参数,有研究指出这些参数还依赖于应变水平^[20]。 考虑到动态加载时应变率效应的影响, Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.在 1996 年的文章中 表明应变率效应主要就是增大了流动应力的值,所以尽管文中采用了刚-线性强化的金属材 料模型,也使用了 Cowper-Symonds 经验公式来预测动态加载情况下的稳态翻转力^[7]。因此 式(32)考虑了应变率效应后可表示成下式:

$$W_{sm} = \frac{2}{\sqrt{3}} \pi R h_m \delta Y_0 [1 + (\frac{\varepsilon}{D})^{1/q}] [\ln z + 0.5\beta (\ln z)^2]$$
(34)

式中:

$$z = 1 + \frac{2b}{R} \tag{35}$$

$$\beta = \frac{E_p}{Y_0} \tag{36}$$

在 AB 间半圆形变形区里,在一个很小的时间间隔内,可以认为材料的流动速度接近一 个常数。根据最大周向应变和达到最大周向应变的时间可以计算得到应变率为:

$$\mathscr{E} = \frac{\varepsilon_s}{t_s} = \frac{2b}{R} \cdot \frac{V_0}{\pi b} = \frac{2V_0}{\pi R}$$
(37)

(b) $W_{\rm Sc}$ (复合材料层周向拉伸吸收的能量)的计算

复合材料层受拉时应力应变显示出线性关系,因此复合材料层通过周向拉伸而吸收的能 量可以表示成下式:

$$W_{sc} = \int \frac{1}{2} \sigma \varepsilon dv = \frac{1}{2} E_C \pi h_c R \delta \int \varepsilon^2 d\theta$$
(38)

质量守恒原理推出材料的体积保持不变,此时式(38)中体积的积分结果可由下式得到:

第 11 页 共 47 页



$$V = 2\pi R_B h_c \delta_B = 2\pi (R + 2b) h_c \frac{R}{2(R + 2b)} \delta = \pi h_c R \delta$$
(39)

本文根据相关研究的结果进行估计,发现周向最大拉应变超过了复合材料拉伸的极限拉 应变,即复合材料层在周向拉伸时会发生断裂。而复合材料层断裂的部分对周向拉伸的能量 吸收并没有贡献。

因此要先确定复合材料发生断裂的极限角度 θ_0 ,应满足如下表达式:

$$\theta_0 = \cos^{-1} \left(1 - \frac{R}{b} \varepsilon_{ct} \right) \tag{40}$$

此时式(38)中积分项的计算如下:

$$\int \varepsilon^2 d\theta = \int_0^{\theta_0} \left[\frac{b(1 - \cos \theta)}{R} \right]^2 d\theta = \frac{b^2}{R^2} \left(\frac{3}{2} \theta_0 - 2\sin \theta_0 + \frac{1}{4}\sin 2\theta_0 \right)$$
(41)

进而复合材料层周向拉伸吸收的能量可表示为下式:

$$W_{sc} = \frac{\sigma_{ct}}{2\varepsilon_{ct}} \pi h_c R \delta \int \varepsilon^2 d\theta = \frac{\sigma_{ct} \pi h_c \delta b^2}{2\varepsilon_{ct} R} \left(\frac{3}{2}\theta_0 - 2\sin\theta_0 + \frac{1}{4}\sin 2\theta_0\right)$$
(42)

(5) 弯曲吸收的能量 W_{B} (A、B两处)

在本文中计算圆管在变形区 A、B 两处弯曲吸收的能量时,不考虑 B 处卸载(即不考虑包辛格效应),假定金属受拉受压都是线性强化,同时假定 A、B 两处吸收的能量相同,弯曲吸收的能量可表示为:

$$W_{B} = 2W_{BA} = 2 \times 2\pi r_{A} \delta_{A} \frac{M_{A}}{b} = \frac{2\pi R\delta}{b} M_{A}$$

$$\tag{43}$$

式中: M_A 为A处的动态弯矩。A处静态弯矩为 M_0 。

本文推导弯曲吸收的能量的过程中,依然采用经典的平面截面假设。单向应变情况下的 应变可表示为:

$$\mathcal{E} = \frac{y}{b} \tag{44}$$

本文中是非单向应变状态,所以计算金属材料的等效应变为:

$$\mathcal{E}_{eff} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{y}{b} \tag{45}$$

金属和复合材料组合管的塑性极限弯矩的计算方法,目前较广泛使用、比较经典的模型 是由 Mamalis, A.G.等人在 1991 的文章中^[21]提出的。他们假定复合材料在压缩时是理想塑性 的,同时金属材料选取理想刚塑性模型。根据截面上合力为零的条件,先得到中性轴的位置。 再对这个中性轴取矩,可以得到塑性极限弯矩。之后再假设组合管的塑性极限弯矩的实际值 为得到的塑性极限弯矩与仅有金属管时二者的平均,由此得到:

第 12 页 共 47 页



$$M_0 = C \frac{Y_m h_m^2}{4} \tag{46}$$

其中金属材料和复合材料的厚度和屈服应力分别为*h_m*,*h_c*和*Y_m*,*Y_c*。只与材料性质 有关的参数 C 为:

$$C = \frac{1}{2} \left[2 + 2\frac{Y_c h_c}{Y_m h_m} + 2\frac{Y_c h_c^2}{Y_m h_m^2} - \left(\frac{Y_c h_c}{Y_m h_m}\right)^2 \right]$$
(47)

上述计算方法在很多相关研究中计算组合管塑性极限弯矩时都有所引用。

本课题采用同样的方法,先确定金属和复合材料组合管的中性轴位置,再对中性轴取矩。 但不同的是,本文中将得到的结果就视为组合管塑性极限弯矩的实际值,并且金属材料选取 的是刚-线性强化模型,以期得到具有一般性的结果。

先确定中性轴位置,因为不能直接判断出中性轴位于金属部分还是位于复合材料层部 分,所以需要考虑以下两种情况:

(a) 第一种情况:中性轴位于金属层部分,即部分金属受拉,部分金属受压,复合材料 全部受压,图 7 为截面中性轴位置的示意图:



图 7 中性轴位于金属层部分的截面示意图

截面上合力为零:

$$\int_{0}^{x} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{x - y}{b} \right) dy = \sigma_{cxc} h_{c} + \int_{x}^{h_{m}} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{y - x}{b} \right) dy$$
(48)

化简,得到中性轴位置:

$$\left(2x - h_m\right)\left(Y_0 + \frac{E_P h_m}{\sqrt{3}b}\right) = \sigma_{cxc} h_c \tag{49}$$

再对中性轴取矩,得到塑性极限弯矩:

$$M_{0} = \int_{0}^{x} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{x - y}{b} \right) (x - y) dy + \int_{x}^{h_{m}} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{y - x}{b} \right) (y - x) dy$$

+
$$\int_{h_{m}}^{h} \sigma_{cxc} (y - x) dy \qquad (50)$$

=
$$\frac{Y_{0}}{2} \left[x^{2} + (h_{m} - x)^{2} \right] + \frac{2E_{p}}{3\sqrt{3b}} \left[x^{3} + (h_{m} - x)^{3} \right] + \sigma_{cxc} h_{c} \left(h_{m} - x + \frac{h_{c}}{2} \right)$$

第 13 页 共 47 页



公式 (50) 满足 $h_c = 0, E_p = 0$ 时:

$$M_0 = \frac{Y_0 h_m^2}{4}$$
(51)

即只有金属层的情况下,金属材料模型选取理想刚塑性时求得的塑性弯矩就是纯金属圆 管弯曲的塑性极限弯矩,这也说明了这个模型的合理性。

(b) 第二种情况:中性轴位于复合材料层部分,即金属全部受拉,部分纤维受拉,部分 纤维受压,图 8 为截面中性轴位置的示意图:



图 8 中性轴位于复合材料层部分的截面示意图

在这种情况下,纤维部分受拉,因为纤维受拉时的弹性区很小,很容易达到极限拉应变, 进而发生断裂。因此本文假设纤维受拉部分可以达到最大应变,之后拉断的部分对弯曲这种 形式的能量吸收没有贡献。

同样按照之前的步骤,首先截面上合力为零:

$$\int_{0}^{h_{m}} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{x - y}{b} \right) dy + \int_{x - b\varepsilon_{cxt}}^{x} \left(\frac{\sigma_{cxt}}{\varepsilon_{cxt}} \frac{x - y}{b} \right) dy = \sigma_{cxc} \cdot (h - x)$$
(52)

化简,得到中性轴位置:

$$\left(\sigma_{cxc} + \frac{2E_p h_m}{\sqrt{3}b}\right) x = \sigma_{cxc} h - Y_0 h_m + \frac{E_p h_m^2}{\sqrt{3}b} - \frac{b}{2} \sigma_{cxt} \varepsilon_{cxt}$$
(53)

再对中性轴取矩:

$$M_{0} = \int_{0}^{h_{u}} \left(Y_{0} + \frac{2}{\sqrt{3}} E_{p} \frac{x - y}{b} \right) (x - y) dy + \int_{x - b\varepsilon_{cxt}}^{x} \left(\frac{\sigma_{cxt}}{\varepsilon_{cxt}} \frac{x - y}{b} \right) (x - y) dy + \int_{x}^{h} \sigma_{cxc} (y - x) dy$$

$$= \frac{Y_{0}}{2} h_{m} (2x - h_{m}) + \frac{2E_{p}}{3\sqrt{3b}} \left[x^{3} + (h_{m} - x)^{3} \right] + \frac{\sigma_{cxc}}{2} (h - x)^{2} + \frac{1}{3} \sigma_{cxt} \varepsilon_{cxt}^{2} b^{2}$$
(54)

两种情况下得到的 M_0 均为静态弯矩,另外需要考虑动态加载引发的曲率变化率的影响。

假设中性轴曲率:

$$\kappa = 1/b$$
 (55)

在点 A 处瞬时加上,相似地在 B 点处曲率瞬间移除。

Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.在 1996 年的文章中^[7]考虑了动态加载的效应,不仅考虑了前面提到的应变率效应,而且也考虑了曲率变化率的影响。他们认为动态弯矩也可以采取类似于式(33)的形式进行计算,计算式如下:

第 14 页 共 47 页



$$M_{A} = M_{0} \left[1 + \left(\frac{\kappa}{C}\right)^{1/q}\right]^{[7]}$$
(56)

$$C = \frac{2D}{h} \left(\frac{2q+1}{2q}\right)^{q_{[7]}}$$
(57)

同时 Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.也在文章中^[7]指出:为了避免因为在 A、B 处曲率不连续而导致的曲率变化率无穷大的情况,需要采用 Redwood, R.G.的假设^[22],即假设曲率的变化量 κ ,也就是1/b,是通过了 5h 的流动长度才达到的。因此在半圆形变形区 A、B 两处的曲率变化率可以表示成:

$$\kappa = \frac{\kappa}{T} = \frac{1/b}{5h/V_0} = \frac{V_0}{5bh}$$
(58)

(6) 纤维铺设角度的影响

本文中采取纤维增强复合材料,而纤维的铺设角度会影响其力学性能,进而影响复合材料增强圆管自由外翻的能量吸收能力,因此有必要对纤维铺设角度进行讨论。

纤维铺设角度为 α ,纤维材料的主方向为L和T,图9为复合材料层纤维铺设的示意图:



图 9 纤维增强复合材料层的纤维铺设角度示意图

利用应力和应变的变换公式,纤维增强复合材料层沿圆管周向(下标为 c)和轴向(下标为 x)的应力和应变可由纤维材料主方向(L-T)的应力和应变表示为:

 $\sigma_{c} = \sigma_{L} \cos^{2} \alpha + \sigma_{T} \sin^{2} \alpha - 2\tau_{LT} \sin \alpha \cos \alpha$ $\sigma_{x} = \sigma_{T} \cos^{2} \alpha + \sigma_{L} \sin^{2} \alpha + 2\tau_{LT} \sin \alpha \cos \alpha$ $\varepsilon_{c} = \varepsilon_{L} \cos^{2} \alpha + \varepsilon_{T} \sin^{2} \alpha - \gamma_{LT} \sin \alpha \cos \alpha$ $\varepsilon_{x} = \varepsilon_{T} \cos^{2} \alpha + \varepsilon_{L} \sin^{2} \alpha + \gamma_{LT} \sin \alpha \cos \alpha$ (59)

式中: σ_L 一沿纤维铺设方向的极限拉/压应力;

 σ_{T} 一垂直纤维铺设方向的极限拉/压应力;

 τ_{IT} 一层面内的极限切应力;



 ε_{I} 一沿纤维铺设方向的极限拉/压应变;

 ε_{T} 一垂直纤维铺设方向的极限拉/压应变;

 γ_{IT} — 层面内的极限切应力。

最后将公式(1)(2)(16)(17)(19)(20)(30)(31)(34)(35)(36)(37)(40)(42) (43)(50)(54)(56)(57)(58)(59)代入到能量守恒方程(18)里,左右两边都约去管 壁下降的距离δ,化简方程得到下式:

$$P = 4\pi R V_0^2 \left(h_m \rho_m + h_c \rho_c \right) + \pi V_0^2 \left(h_m \rho_m + h_c \rho_c \right) \frac{2R^2 + 3Rb + b^2}{R + 2b} + \frac{2}{\sqrt{3}} \pi R h_m Y_0 [1 + \left(\frac{\frac{g}{\varepsilon}}{D}\right)^{1/q}] [\ln z + 0.5\beta(\ln z)^2]$$
(60)

$$+\frac{\sigma_{ct}\pi h_c b^2}{2\varepsilon_{ct}R} \left(\frac{3}{2}\theta_0 - 2\sin\theta_0 + \frac{1}{4}\sin 2\theta_0\right) + \frac{2\pi R}{b}M_0[1 + (\frac{\kappa}{C})^{1/q}]$$

对于给定材料参数和几何尺寸的复合材料增强圆管而言,动态载荷 P 的极小值(即稳态翻转力)与卷曲半径 b 的取值有关,并且应该满足稳态力极小化原理,即

$$\frac{dP}{db} = 0 \tag{61}$$

满足此式的 b 为卷曲半径,再将得到的 b 反代到公式(60)求得的 P 则为稳态翻转力。因为公式(60)的求导结果比较复杂,这里不详细列出。对于公式(60)的求导,解方程及反代入原方程求解的过程均通过 MATLAB 编译程序完成。

2.2 复合材料增强圆管自由外翻的有限元模型

复合材料的实验耗时耗力、成本较高,复合材料本身成型过程中会产生缺陷,这些因 素都给复合材料的实验带来了很大的困难。而实验得到的数据也是离散的,不易得到一般 性的规律。因此可以借助有限元模拟仿真来进行"虚拟实验",以补充目前所缺少的复合材 料增强圆管自由外翻的实验数据,进而验证解析模型的正确性。

本课题中使用通用有限元软件 ABAQUS (版本 6.12) 来模拟复合材料增强圆管自由外翻的过程,并对数值模拟给出的结果进行分析。

金属圆管自由外翻实验的典型装置如图 10^[3]所示。用夹具夹持圆管边缘预成型的法兰盘,通过在夹具上施加载荷使其不断向下运动,进而实现圆管的自由翻转。

仿照真实的实验情况来建立有限元模型。在本课题的所有算例中,复合材料增强圆管 下端预成型的法兰盘倒角均取 25mm,底端的夹持端长度均为 20mm,底端的边界条件为夹 持端被完全固定。贺良鸿在研究金属圆管自由外翻时,经过有限元计算验证这两个物理参 数的具体数值对于计算结果几乎没有影响^[23]。





图 10 圆管自由翻转示意图^[3]

本文的有限元模型中圆管的长度均为 232mm,半径均为 25mm。在圆管顶端施加一个 刚性面,以便圆管可以在翻转过程中均匀受力。本课题中在刚性面上施加速度载荷使向下 运动,进而实现圆管发生自由外翻。在数值计算给出的结果中,圆管在自由外翻过程中的 稳态翻转力数值上等于刚性面受到的反力。为方便施加载荷和获得数据,在刚性面的中心 设置一个参考点,在刚性平面的参考点上施加速度载荷使圆管沿轴向向下运动,变形后通 过读取参考点的 y 方向的反力可以得到在翻转过程中的稳态翻转力。图 11 展示了复合材料 增强圆管变形前的有限元模型,有限元模型采用的加载方式和边界条件见图 12。

本课题的数值计算采用 ABAQUS 中使用显示方法进行求解的 Explicit 求解器,其优势 是在处理有接触的问题时不会出现收敛问题^[23]。同时,为了增大准静态求解时的时间步长, 减少 CPU 求解时间,可以适当扩大复合材料层和金属层的材料密度。当然,密度扩大倍数 不能大到使惯性效应对结果的准确性发生较大的影响,准静态加载的一个判定条件是管件 结构的动能与总能量的比值小于 5%^[24]。









图 12 复合材料增强圆管有限元模型的加载方式及边界条件

第 18 页 共 47 页



在建立有限元模型的过程中,除了上文中提到的最基本的模型几何尺寸之外,还有很 多需要注意的方面,以下对管壁壳单元模型、金属材料模型、纤维增强层的模型及失效准 则以及金属壁、纤维增强层和刚体平面之间的相互作用这四方面进行说明。

(1) 管壁壳单元模型

管壁的两层材料都采用 ABAQUS 中的 S4R 单元。S4R 单元是一种适应性很好的通用 壳单元,可用于薄壳或厚壳结构建模。它的英文描述为 4-node shell, reduced integration, hourglass control, finite membrane strains^[25],即四节点壳单元,采用减缩积分方式,包含沙 漏模式控制,容许有限薄膜应变^[25]。

划分网格时,壳单元的尺寸应该足够小以保证计算结果的精确性,但是如果壳单元划 分过细,就会相应延长计算时间。另一方面,在 ABAQUS 中,默认要求壳单元厚度不能超 过网格边长的 0.6 倍。综合考虑以上两个方面的因素,本模型中采用的壳单元尺寸为:金属 层的壳单元尺寸为 4mm×4mm,复合材料层的壳单元尺寸为3mm×3mm,而刚性平板的 部件属性为三维解析刚体,因此不需要对其进行网格划分。

在有限元建模时,需要注意,若选择金属层的壳单元和复合材料层的壳单元都分别位于金属层和复合材料层的中面上,则在有限元模型中金属层和复合材料层之间是有缝隙的,缝隙大小为管壁整体厚度的一半,即 $\frac{1}{2}(h_m + h_c)$ 。若缝隙大小小于该值,则在有限元计算过程中会产生穿透现象,导致计算无法收敛或与实际情况不符^[26]。

(2) 金属材料模型

在此有限元模型中,金属材料采用软钢,软钢的力学性能见表 1,是各向同性的弹塑性 材料。在塑性阶段如果选取理想刚塑性模型,就定义初始屈服应力为 288MPa,应变为 0; 如果选取刚线性强化模型,则需再定义一点作为应变强化的终点。实际上,试验表明如果 金属圆管要发生翻转,材料的强化段不能过长,否则会发生屈曲^[7]。而对于金属强化范围的 界定,文献[23]在对金属圆管自由外翻的研究中采用了应变强化到 0.3 和 0.5 这两个模型。 在本课题中经过有限元验证,应变强化到 0.2 时解析解与数值解比较相符,所以在本文的有 限元模型中采用应变强化到 0.2。

另外需要注意的是,在 ABAQUS 中必须采用真实应力和真实应变来定义塑性数据^[27], 而试验的数据往往给出的是名义应力和名义应变,所以需要进行数据的转换。ABAQUS 会 在提供的数据点之间进行线性插值,并且假设在输入数据定义范围之外的均为常数^[27]。真 实应力(无下标)和名义应力和名义应变(名义的下标为 nom)之间的关系为^[27]:

$$\sigma = \sigma_{nom} \left(1 + \varepsilon_{nom} \right) \tag{62}$$

在塑性材料下的子选项中定义金属应变率效应的相关的参数,即D和q的取值。

参数	说明	取值
ρ	材料密度	7800kg/m ³
Е	杨氏模量	200GPa
\mathbf{Y}_{0}	初始屈服应力	288MPa
Ep	强化模量	865MPa
D	描述金属应变率效应的参数	40
q	描述金属应变率效应的参数	5

表1 软钢的力学性能^[1,7]

(3) 纤维增强层的材料模型及失效准则

本课题中复合材料层的材料采用单向玻璃纤维增强复合材料,其力学性质列于表2中,

第 19 页 共 47 页



玻璃纤维增强复合材料采用 ABAQUS 线弹性材料模型中的单层板模型来进行模拟。

参数	说明	取值
ρ	材料密度	1780kg/m ³
E_{ct}	沿纤维方向拉伸的杨氏模量	33.9GPa
$\sigma_{_{ct}}$	沿纤维方向的极限拉应力	845MPa
\mathcal{E}_{ct}	沿纤维方向的极限拉应变	2.5%
E_{cc}	沿纤维方向压缩的杨氏模量	32.9GPa
$\sigma_{\scriptscriptstyle cc}$	沿纤维方向的极限压应力	855MPa
E_{cxt}	垂直纤维方向拉伸的杨氏模量	8.4GPa
$\sigma_{\scriptscriptstyle cxt}$	垂直纤维方向的极限拉应力	24MPa
\mathcal{E}_{cxt}	垂直纤维方向的极限拉应变	0.28%
E_{cxc}	垂直纤维方向压缩的杨氏模量	7.2GPa
$\sigma_{_{cxc}}$	垂直纤维方向的极限压应力	116MPa
$ au_{\scriptscriptstyle LT}$	纤维增强层层面内极限剪切应力	10MPa
γ_{LT}	纤维增强层层面内极限剪切应变	1%

|--|

ABAQUS 拥有纤维增强材料的各向异性损伤的建模功能,纤维增强复合材料的损伤演 化规律必须应用于平面应力计算单元。ABAQUS 支持的各向异性损伤模型基于 Matzenmiller, A.等人 1995 年的文章^[28], Hashin, Z.和 Rotem, A.1973 年的文章^[29], Hashin, Z.1980 年的文章^[30],和 Camanho, P.P.和 Davila, C.G.2002 年的文章^[31]。

此损伤模型要求定义:未损伤时的材料属性必须是线弹性的、损伤初始产生准则和损伤演化规律包括单元的选择性移除,包括四种不同的失效模式:拉伸载荷导致的纤维破裂失效;压缩载荷导致的纤维屈曲和扭结失效;横向拉伸和剪切载荷导致的基体断裂失效; 横向压缩和剪切载荷导致的基体破碎失效^[25]。

首先定义损伤初始产生的准则,在 ABAQUS 材料性质-力学-纤维增强复合材料破坏-Hashin Damage 中依次定义纵向拉伸强度、纵向抗压强度、横向拉伸强度、横向抗压强度、纵向剪切强度、横向剪切强度。

再在其子选项中定义损伤演化规律-线性损伤演化,依次定义纤维拉伸、纤维压缩、基体断裂和基体破碎四种损伤中的能量耗散。每个失效模式下导致失效耗散的能量对应于图



13 中三角形 OAC 的面积^[25]。其中 OA 段代表纤维增强材料未损伤时材料属性为线弹性,A 点标志着损伤的产生,AC 段表示损伤的发展演化规律为线性,C 点表示材料的刚度完全减退,该单元就会从计算中移除。



图 13 线性损伤演化[25]

每个失效模式中的 C 点的等效位移 δ_{eq} 和 A 点的等效应力 σ_{eq} 的计算方法如下^[25],其中上标中的 f 和 m 分别代表纤维和基体, t 和 c 分别代表拉伸和压缩:

(a) 纤维拉伸 $(\hat{\sigma}_{11} \ge 0)$:

$$\delta_{eq}^{ft} = L^c \sqrt{\left\langle \varepsilon_{11} \right\rangle^2 + \alpha \varepsilon_{12}^2} \tag{63}$$

$$\sigma_{eq}^{ft} = \frac{\langle \sigma_{11} \rangle \langle \varepsilon_{11} \rangle + \alpha \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{ft} / L^c}$$
(64)

(b) 纤维压缩
$$(\hat{\sigma}_{11} < 0)$$
:

$$\delta_{eq}^{fc} = L^c \left\langle -\mathcal{E}_{11} \right\rangle \tag{65}$$

$$\sigma_{eq}^{fc} = \frac{\langle -\sigma_{11} \rangle \langle -\varepsilon_{11} \rangle = \langle -\sigma_{11} \rangle}{\delta_{eq}^{fc} / L^c}$$
(66)

(c) 基体断裂 $(\hat{\sigma}_{22} \ge 0)$:

$$\delta_{eq}^{mt} = L^c \sqrt{\left\langle \mathcal{E}_{22} \right\rangle^2 + \mathcal{E}_{12}^2} \tag{67}$$

$$\sigma_{eq}^{mt} = \frac{\langle \sigma_{22} \rangle \langle \mathcal{E}_{22} \rangle + \tau_{12} \mathcal{E}_{12}}{\delta_{eq}^{mt} / L^c}$$
(68)

(d) 基体破碎 $(\hat{\sigma}_{22} < 0)$:

$$\delta_{eq}^{mc} = L^c \sqrt{\left\langle -\varepsilon_{22} \right\rangle^2 + \varepsilon_{12}^2} \tag{69}$$

$$\sigma_{eq}^{mc} = \frac{\langle -\sigma_{22} \rangle \langle -\varepsilon_{22} \rangle + \tau_{12} \varepsilon_{12}}{\delta_{eq}^{mc} / L^c}$$
(70)

第 21 页 共 47 页



式中: *α*取 0 得到 Hashin, Z.和 Rotem, A.1973 年提出的模型^[29];

符号()是麦考括号运算符,麦考括号运算符的定义为:当 $\alpha \in \mathbb{R}$ 时,

$$\langle \alpha \rangle = \left(\alpha + |\alpha| \right) / 2 \tag{71}$$

L^C为特征长度,ABAQUS 中默认的壳单元特征长度是单元面积的平方根^[25]。

(4) 金属壁、纤维增强层和刚体平面之间的接触作用

复合材料增强圆管进行自由外翻的过程中,存在几个方面的接触作用:刚体平面与金属层的接触作用、刚体平面与纤维增强层的接触作用、金属层自身的接触作用、纤维增强层自身的接触作用、纤维增强层与金属层的接触作用。

根据 ABAQUS 提供的接触算法的特点,并参考相关复合材料薄壁管件压溃仿真中的参数选取^[26],模型中各种接触所采用的接触算法和对应的参数选取说明如下:

(a) 刚体平面与金属层和刚体平面与纤维增强层的接触均采用 surface to surface 中的 node region to surface 接触算法,设定法向方向为 hard 接触,再设定切向方向摩擦系数为 0.9。并注意设定权重比例因子 weight factor 为 1,认定第一个选取面为主面,第二个选取面为从面,主面均选择刚体平面,以避免出现刚体穿透现象。

(b) 金属层和纤维增强层的自接触均采用 self-contact 算法,设定法向方向 hard 接触,切向方向摩擦系数为 0.3。

(c) 金属层与纤维增强层之间的接触采用 surface to surface 算法,设定法向方向 hard 接触,切向方向 rough 接触,即不允许两层出现相对滑移。这里还需设置权重比例因子 weight factor 为 1,也就是认定第一个选取的面为主面,第二个选取的面为从面。再通过接触约束 tie,将金属层和纤维增强层绑定在一起。主面均选取质地较硬、网格划分较粗的金属,从 面均选取质地较软、网格划分较细的纤维增强层,以免出现穿透现象。

以下是对一个算例用 ABAQUS 进行模拟仿真的结果,用以直观展示复合材料增强圆管 自由外翻后的变形效果。

本算例中圆管壁总厚度为 2.4mm,其中纤维增强复合材料层厚度为 0.4mm,占管壁总 厚度的 1/6,纤维铺设角度为 60°,刚体平面的加载速度为 20m/s。

变形后的应力云图见图 14,从图中可以看出复合材料增强圆管自由外翻时,在下侧的 变形区内,外层的纤维增强层有出现断裂的情况,与实际情况相符。

为更加清晰直观地展示出半圆形变形区,图 15 展示了变形后的应力云图的剖视图,从 图中可以看出圆管下侧因为自由翻转所产生的半圆形变形区,并且半圆形变形区内颜色最 红,表示应力最大。





图 14 复合材料增强圆管自由外翻变形后的应力云图



图 15 复合材料增强圆管自由外翻变形后的应力云图(剖面图)

第 23 页 共 47 页



2.3 算例设计

本课题考虑的研究变量为:加载速度、纤维铺设角度以及纤维增强层的厚度 hc。基于 控制变量法,设计了 48 组算例,相应于每种变量至少有 6 组算例,算例的设计情况见表 3。 前人对于金属圆管自由外翻的研究多选取理想刚塑性金属材料模型进行理论推导和仿真研 究,较少采用金属刚-线性强化材料模型。这里为得到一般性规律,本课题中每组算例都对 金属理想刚塑性和刚-线性强化两种材料模型进行了计算。

表3 算例设计

加载速度 m/s	管壁总厚度 mm	hc (mm)	纤维铺设角度。
1,5,10,20,30,40	2.4	0.4	60
20	2.4	0,0.2,0.4,0.6,0.8,1,1.2	0,15,30,45,60,75,90

2.4 本章小结

本章中先后建立了复合材料增强圆管自由外翻的解析模型和相应的有限元模型。

首先详细阐述了解析模型的基本假设、材料模型、理论公式推导的过程,给出了稳态 翻转力的表达式。

之后对于有限元建模,详细说明了模型的几何尺寸、管壁壳单元模型、金属材料模型、 纤维增强层的材料模型及失效准则以及金属壁、纤维增强层和刚体平面之间的接触作用, 并给出了用有限元计算的一个算例的的应力云图。

最后根据研究变量(加载速度、纤维铺设角度以及纤维增强复合材料层的厚度)设计 了相应算例。



第三章 有限元模型与解析模型的验证

由于目前缺少有关复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,所以在本章中利用现有的 实验数据先间接验证有限元模型的合理性,再用有限元仿真得到的数值解和相关实验数据 与解析模型预测的解析解进行比较,进一步验证解析模型的正确性。

3.1 复合材料增强圆管自由外翻有限元模型合理性的验证

因为缺乏复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,所以本节中采取将复合材料增强圆 管自由外翻退化为金属圆管自由外翻的方法来对有限元模型的合理性进行间接验证。

首先用有限元分析软件 ABAQUS 对金属圆管自由外翻进行了模拟仿真,将其得到的卷 曲半径和稳态翻转力与前人的模拟仿真结果及实验数据进行比较。若得到的数值解与前人 的实验数据以及仿真结果均符合良好,则可以认为本课题中建立的有限元模型是合理的。

将本课题中的复合材料增强圆管有限元模型退化为金属圆管,金属圆管的几何模型见 图 16。几何尺寸、边界条件、加载情况、金属材料、单元类型以及网格划分均与前文复合 材料增强圆管的有限元模型相同,这里不再赘述。



图 16 金属圆管有限元模型

然而目前关于金属圆管自由外翻的实验数据也比较有限。本节中选取邱信明教授 2013 年的金属圆管自由外翻实验结果及其有限元结果^[5]与 Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.1996 年文 章中的实验结果^[7]对本课题中的有限元模型进行间接验证。



(1) 与文献[5]中的实验结果及有限元结果进行比较

文献[5]中的金属圆管自由外翻实验采用的圆管内径为 42mm,金属材料选用的是铝(3003-H24),5 个试件的管壁厚度与圆管半径的比值分别为 0.038,0.039,0.045,0.058,0.060。圆管在两个平板之间进行压缩,加载速度选取 2mm/min 来确保符合准静态的变形条件。并且通过拉伸试验,测定金属圆管材料铝的屈服应力为 162MPa,而且应变强化效应很小,可以忽略不计^[5]。

本节中也选用铝这种材料进行有限元模拟,表 4 中展示的是铝(3003-H14)这种材料的力学性能,与实验用的铝(3003-H24)的不同只体现在加工硬化强度,因此屈服应力在仿真时采用的是实验测定 H24 的 162MPa。按照实验中的管壁厚度与圆管半径的比值调整有限元模型的金属管壁厚度,并将得到的结果无量纲化,便于进行数据结果的比较。

参数	说明	取值
ρ	材料密度	2700kg/m ³
Е	杨氏模量	69GPa
D	描述金属应变率效应的参数	0.27e6
q	描述金属应变率效应的参数	8

表4	铝	(3003-H14)	的力学性能[1]
12 4	ਸ਼		的力チ体化

将本文的 ABAQUS 数值结果与文献[5]中的有限元(FE)结果及实验结果进行比较, 图 17 展示了卷曲半径无量纲化后的比较结果,图 18 展示了稳态翻转力无量纲化后的比较 结果。其中 Py 为金属圆管简单受压时的屈服载荷,表达式为:

 $P_{\rm v} = 2\pi R h Y_0 \tag{72}$

图 17 卷曲半径的 ABAQUS 结果与文献[5]中实验及 FE 结果比较

从图 17 中可以看出: ABAQUS 模拟铝制圆管的数值结果与文献[5]中的有限元结果及 实验结果都呈现了相同的走势。利用本文的有限元模型得到的卷曲半径的数值结果没有文 献[5]中的有限元结果与实验数据符合得好,特别是在厚度与半径比值比较小的情况下,本 文给出的有限元结果与文献[5]中的实验结果相差很多。不过从图 17 中可以发现随着厚度与 半径比值的逐渐增大,本文给出的有限元结果会逐渐接近文献[5]中的实验结果。这是由于 二者使用了不同的方法来计算翻转半径 b,例如选择半圆形变形区的内径、外径、二者平均



值或是其他的计算方法都会使计算结果产生差异。另外圆管半径一定时,管壁的厚度越小,翻转半径 b 计算方法不同导致的差异的影响就会越明显,从而与实验结果相差很多。



图 18 稳态翻转力的 ABAQUS 结果与文献[5]中实验及 FE 结果比较

从图 18 中可以看出:对于稳态翻转力,ABAQUS 数值结果与文献[5]中的有限元结果 非常吻合,并且与实验数据也呈现了相同的走势。除了厚度与半径比值为 0.039 这一组,两 组有限元结果都与文献[5]中的实验数据非常接近之外,对于稳态翻转力,ABAQUS 数值结 果及文献[5]中的有限元结果大多低估了实验数据,而其中本课题中有限元模型的 ABAQUS 数值解与文献[5]的有限元结果相比,更为接近实验数据。

综合以上两个方面,本文中的有限元模型的 ABAQUS 数值解高估了卷曲半径,低估了 稳态翻转力。因为采用了不同的计算卷曲半径的方法,本文的数值结果与文献[5]中给出的 有限元结果相比,在预测卷曲半径方面不太理想,但在预测稳态翻转力方面却更为精确。 在圆管自由外翻过程中,相比于卷曲半径,对于稳态翻转力的精准预测更为重要,因为稳 态翻转力表征着能量吸收的能力。因此可以认为本文中的有限元模型与文献[5]中的有限元 结果及实验数据比较符合。

(2) 与文献[7]中实验结果的比较

在 1996 年的文献[7]中 Colokoglu, A.和 Reddy, T.Y.也针对金属圆管自由外翻进行了多项 实验。实验试件采用冷拉无缝软钢圆管,并测定了软钢的力学性能,屈服应力均值为 288MPa,强化模量均值为 865MPa^[7]。

试件的几何尺寸为外径 50.8mm,管壁厚度为 1.6mm,长度为 203.2mm,底部预成型成 法兰盘,并用夹具夹紧。加载条件包括准静态加载和动态加载,其中准静态加载速度为前 2mm 加载速度为 2mm/min,之后则为 6mm/min。准静态加载的情况下,圆管下降 95mm, 得到的翻转力为 34.7±1.35kN。动态加载的情况下,冲击块质量为 94kg^[7]。

在文献[7]中理论求解稳态翻转力时得出了三个结果:最大值、最小值和平均值,其中 计算最大值时文献[7]中考虑了金属材料的应变率效应和 A、B 两处曲率变化率的影响,与 本课题的解析模型一致,故采用文献[7]给出的解析解的最大值进行比较。动态加载实验中, 翻转力经 FFT 变换除去噪声后,翻转力-位移曲线仍有波动,文献[7]中同样给出了稳态翻转 力的三个结果,即最大值、最小值和平均值。这里与解析解对应,也选取实验结果的最大 值进行比较。但文献[7]中并没有给出金属圆管自由外翻后卷曲半径的实验数据。这里为方 便比较,对文献[7]给出的稳态翻转力的实验数据也进行了无量纲化处理,其中 Py 的计算方 ()上海交通大學

法按照式(72)。对于稳态翻转力的计算,本文 ABAQUS 有限元结果与文献[7]中的实验数 据的比较见表 5:

加载速度 m/s	P/Py(实验结果)	P/Py(ABAQUS 结果)	相对误差%	
3.33×10 ⁻⁵	0.4719	0.5367	13.73	
5.77	0.7642	0.7968	4.5	
6.35	0.7656	0.8138	6.29	
6.38	0.7737	0.8191	5.87	
6.86	0.8621	0.8881	3.02	
7.06	0.7751	0.8592	12.14	
7.7	0.7860	0.9799	24.67	

表 5 本文 ABAQUS 有限元结果与文献[7]中实验数据的比较

从表 5 可以看出: ABAQUS 有限元结果与文献[7]中的实验数据基本呈现相同的趋势, 不过实验结果的离散型较强,而 ABAQUS 的数值结果比较具有规律性。通过比较二者的相 对误差,除加载速度为 7.7m/s 这组外,其他相对误差均在 15%以内,可以认为本模型的 ABAOUS 数值结果与文献[7]中的实验数据符合良好。

综合以上将本模型退化为金属圆管的 ABAQUS 数值解与前人两个实验的比较结果,可 以发现本文中的有限元模型对卷曲半径及稳态翻转力的预测与前人的有限元结果及实验数 据都大体呈现相同的趋势,特别是对于稳态翻转力的 ABAQUS 数值解与文献[5]中的有限元 结果和文献[7]中的实验数据都符合得非常好。由此可以简单地间接验证本课题中建立起来 的有限元模型是合理的。

3.2 复合材料增强圆管自由外翻解析模型正确性的验证

(1) 与实验数据的比较

正如前面所提到的,因为缺乏复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,所以解析模型 的正确性也先采取将复合材料增强圆管自由外翻退化为金属圆管自由外翻的方法来间接验 证。类似地,将本课题中的解析解与文献[5]中给出的实验结果及解析解与文献[7]中的实验 结果及解析模型进行比较。

(a) 与文献[5]中给出的实验结果及解析解的比较

文献[5]中的实验采用的试件尺寸、材料参数及加载方式前文已提到,这里不再重复。 本节中对本课题的解析解与文献[5]中的解析解及实验结果进行了比较,图 19 展示了卷曲半 径无量纲化后的比较结果,图 20 展示了稳态翻转力无量纲化后的比较结果。



图 19 卷曲半径的解析解与文献[5]中的实验结果及解析解的比较

第 28 页 共 47 页



从图 19 中可以看出:本课题提出的解析解与文献[5]中的解析模型及实验结果都呈现了 相同的趋势,两个解析模型都高估了实验得到的卷曲半径,而本文中解析模型对于卷曲半 径的预测相比于文献[5]中的解析模型预测结果与实验结果之间的差距更大。这是因为文献 [5]中的解析模型将半圆形变形区分成两半考虑,在 BC 段变形区内考虑了管壁厚度的变化, 而本文的解析模型假设半圆形变形区内管壁的厚度一直保持不变。





从图 20 中可以看出:对于稳态翻转力的预测,本文中的解析模型与文献[5]中的解析模型的预测结果非常相近,而且与实验数据呈现相同的趋势。在厚度与半径比值小于 0.05 时,本文中的解析模型的预测结果更为贴近实验数据,而之后随着厚度与半径比值的增大,预测结果与文献[5]中的解析解相比准确度稍差一些。

综合以上两个方面,本文中给出的解析解与有限元模型类似,同样高估了卷曲半径,低估了稳态翻转力。在预测卷曲半径方面不如文献[5]中的解析模型,但在预测稳态翻转力 方面与文献[5]中的解析模型非常接近,在厚度与半径比值较小时甚至更为贴近实验数据。 可以认为本文的解析模型与文献[5]中的解析模型及实验数据比较符合。

(b) 与文献[7]中给出的实验结果的比较

文献[7]中实验采用的试件尺寸、材料参数及加载方式前文已提到,这里同样不再赘述。 与前文相同,本节中也采用文献[7]中给出的解析解的最大值和实验结果的最大值与本课题 提出的解析解进行比较。为方便比较,同样地将原始数据进行无量纲化处理,Py的计算方 法按照式(72)。本文中给出的解析解与文献[7]中实验数据及解析模型的比较见表 6:

加载速度	P/Py	P/Py	相对	P/Py	相对
m/s	(1996 实验结果)	(1996 解析模型)	误差%	(本文解析解)	误差%
3.33×10^{-5}	0.4719	/	/	0.4185	11.32
5.77	0.7642	0.6024	21.17	0.7654	0.16
6.35	0.7656	0.6092	20.43	0.7733	1.01
6.38	0.7737	0.6092	21.26	0.7738	0.01
6.86	0.8621	0.6133	28.86	0.7798	9.55
7.06	0.7751	0.6160	20.53	0.7849	1.26
7.7	0.7860	0.6214	20.94	0.7896	0.46

表 6 本文解析解与文献[7]中实验数据及解析模型的比较

上海交通大学 SHANGHAI HAQ TONG UNIVERSITY

从表 6 可以看出:本课题提出的解析解与文献[7]中的解析模型基本呈现相同的趋势。 通过比较文献[7]中给出的解析模型和本文给出的解析解与文献[7]中的实验数据的相对误 差,可以非常清楚地看到本文给出的解析解大幅地减小了解析解与实验数据的相对误差, 说明本文给出的解析解与文献[7]中的实验数据符合地非常好。

综合以上将本模型退化为金属圆管的解析模型与前人两个实验数据的比较结果,可以 发现本文给出的解析模型对卷曲半径及稳态翻转力的预测与前人的解析模型及实验数据都 大体呈现相同的趋势,特别是对于稳态翻转力的解析解的预测与前人的实验数据及解析模 型都符合得非常好。由此可以通过前人的实验数据及解析模型简单地间接验证本课题中的 解析模型的正确性。

(2) 与有限元仿真结果的比较

本节中将使用本课题中已经被间接验证了合理性的有限元模型来进行"虚拟实验",由 此来补充目前缺少的复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,进而验证本文中给出的解析 模型的正确性。下面选取部分算例进行计算,对采用本文中的解析模型和有限元模型计算 得到的解析解和数值解进行比较。为方便比较,也将卷曲半径和稳态翻转力进行了无量纲 化处理。这里 Py 的计算仍采用式(72),其中 h 取管壁总厚度。

图 21 和图 22 为金属选取理想刚塑性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s,在不同纤维铺设角度的情况下,稳态 翻转力和卷曲半径的解析解与数值解的比较。



图 21 不同铺设角度下稳态翻转力的解析解与数值解的比较(金属采用理想刚塑性模型)

从图 21 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于稳态翻转 力的预测都呈现了相同的趋势。在金属选取理想刚塑性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维 增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s 这个算例中,纤维铺设 角度为 15°,30°,75°时,解析解与数值解非常相近,而在纤维铺设角度为 45°的情况 下,二者的差距最大。这种差距产生的原因可能是这一纤维铺设角度下,有限元模型中弯 矩以及周向膜力的耦合效应较为明显,而解析解的计算忽略了弯矩以及周向膜力的耦合效 应。





图 22 不同铺设角度下卷曲半径的解析解与数值解的比较(金属采用理想刚塑性模型)

从图 22 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于卷曲半径的预测相差较大。在金属选取理想刚塑性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s 这个算例中,解析解与数值解的差距会随纤维铺设角度的增大而不断增大,预测效果更加失准。对于卷曲半径的预测,解析解与数值解的差异主要是因为二者对于卷曲半径的计算方法不同。解析模型中卷曲半径定义为 A、B 两处管壁中线距离的一半,并且假设两层材料完全贴合、不分离;而在三维的有限元 模型中,量取卷曲半径的结果总会有所差异,并且这种差异随着纤维铺设角度的增大,周向拉伸时纤维的破坏越发明显,卷曲半径测量方式不同引发的差异就会越发显著。

图 23 和图 24 为金属选取理想刚塑性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维铺设角度为 60°,在不同加载速度的情况下,稳态 翻转力和卷曲半径的解析解与数值解的比较。



图 23 不同加载速度下稳态翻转力的解析解与数值解的比较(金属采用理想刚塑性模型)



从图 23 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于稳态翻转 力的预测大致趋势相同,稳态翻转力均随着加载速度的增加而增大。在金属选取理想刚塑 性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维 铺设角度为 60°这个算例中,解析解与数值解基本相差不大,基本在可接受的范围内。



图 24 不同加载速度下卷曲半径的解析解与数值解的比较(金属采用理想刚塑性模型)

从图 24 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于卷曲半径的预测存在差距。在金属选取理想刚塑性模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维铺设角度为 60°这个算例中,解析解与数值解的差距会随加载速度的增大而不断减小,预测效果越发准确。

类似地,图 25 和图 26 为金属选取刚-线性强化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强 层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s,在不同纤维铺设角度的情况 下,稳态翻转力和卷曲半径的解析解与数值解的比较。



图 25 不同铺设角度下稳态翻转力的解析解与数值解的比较(金属采用刚-线性强化模型)



从图 25 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于稳态翻转 力的预测都呈现了相同的趋势。在金属选取刚-线性强化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维 增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s 这个算例中,解析解与 数值解非常相近,解析解与数值解非常吻合。



图 26 不同铺设角度下卷曲半径的解析解与数值解的比较(金属采用刚-线性强化模型)

从图 26 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于卷曲半径的预测存在差距。在金属选取刚-线性强化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),加载速度为 20m/s 这个算例中,加载速度较小时,二者比 较接近,之后解析解与数值解的差距会随纤维铺设角度的增大而不断增大。

图 27 和图 28 为金属选取刚-线性强化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维铺设角度为 60°,在不同加载速度的情况下,稳态翻转力和卷曲半径的解析解与数值解的比较。



图 27 不同加载速度下稳态翻转力的解析解与数值解的比较(金属采用刚-线性强化模型)



从图 27 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于稳态翻转 力的预测大致趋势相同,稳态翻转力均随着加载速度的增加而增大。在金属选取刚-线性强 化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维 铺设角度为 60°这个算例中,解析解与数值解基本吻合,与金属选取理想刚塑性模型时类 似,只有在加载速度为 30m/s 的情况下二者才有较大差距,可能是因为在此情况下圆管管 壁发生了局部屈曲,导致圆管自由外翻吸收的能量变少。



图 28 不同加载速度下卷曲半径的解析解与数值解的比较(金属采用刚-线性强化模型)

从图 28 中可以看出:本文中给出的解析解与本课题中建立的有限元模型对于卷曲半径的预测基本趋势相同。在金属选取刚-线性强化模型,圆管壁总厚度 2.4mm,纤维增强层厚 度为 0.4mm(即占管壁总厚度的 1/6),纤维铺设角度为 60°这个算例中,解析解与数值解 的差距会随加载速度的增大而不断减小至趋于稳定,也就表明预测卷曲半径效果越发准确。

从图 21-28 可以看出:本文中给出的解析解与 ABAQUS 有限元模拟仿真的数值解呈现 的趋势基本相同,稳态翻转力的解析解与 ABAQUS 得到的数值解比较符合,尤其是在金属 材料选取刚-线性强化模型时解析解与数值解非常相近。

而对于卷曲半径的预测,无论金属材料选取何种模型,解析解和 ABAQUS 数值解都相差很多。与金属圆管自由外翻的研究进行比较,经典的 Guist, L.R.和 Marble, D.P.的解析解,对卷曲半径的预测大约为实验值的两倍,后人对此问题不断研究,目前对于金属圆管自由外翻的卷曲半径的预测仍然不能达到非常精确。所以与之相比,复合材料增强圆管自由外翻问题中,解析模型对卷曲半径的预测与数值解的差距远小于两倍,是可以接受的范围。 另外对于圆管自由外翻,重点是研究表征能量吸收能力的稳态翻转力,卷曲半径的预测精度在实际应用方面并不如前者重要。

综合以上本文给出的退化为金属圆管的解析模型与前人两个实验的比较结果,大体呈现相同的趋势,符合良好。特别是对于稳态翻转力的预测,本文中给出的数值解与文献[7]中的实验数据符合得非常好,大幅减小了文献[7]中的解析模型与实验数据间的相对误差。 另一方面,本节中使用已经间接验证了合理性的本课题中的有限元模型来进行"虚拟实验", 来补充目前缺少的复合材料增强圆管自由外翻的实验数据。选取了部分算例进行计算,对 采用本文中的解析模型和有限元模型计算得到的解析解和数值解进行比较,稳态翻转力的 解析解与 ABAQUS 得到的数值解比较符合,对于卷曲半径的预测虽然二者存在差距,但仍



在可接受的范围内,因此本课题给出的解析模型的正确性得以验证。

3.3 本章小结

由于目前缺少有关复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,所以在本章中利用现有的 实验数据先间接验证有限元模型的合理性,再用有限元仿真和相关实验数据进一步验证解 析模型的正确性。

首先验证本文有限元模型的合理性。

选取文献[5]中的实验结果及有限元结果与文献[7]中的实验结果对本课题中的有限元模型进行间接验证。本文有限元模型退化为金属圆管的 ABAQUS 数值解与前人两个实验数据 及有限元结果相比,大体呈现相同的趋势,特别是对于稳态翻转力的数值解与文献[5]中的 实验结果和文献[7]中的实验数据都符合良好。

由此简单地间接验证了本课题中有限元模型的合理性。

其次验证本文解析模型的正确性。

先与前人实验数据及解析模型进行比较:将本课题中的解析解与文献[5]中的实验结果 及解析模型与文献[7]中的实验结果及解析模型进行比较。本文给出的退化为金属圆管的解 析模型与前人两个实验数据及解析模型相比,大体呈现相同的趋势,符合良好。特别是对 于稳态翻转力的预测,本文中给出的解析解与文献[7]中的实验数据符合得非常好,大幅减 小了 1996 年文献[7]中的解析模型与实验数据间的相对误差。

再与已经间接验证了合理性的本课题中的有限元模型给出的数值计算结果进行比较。 比较发现:对于稳态翻转力预测,解析解与 ABAQUS 得到的数值解比较符合,对于卷曲半 径的预测虽然二者存在差距,但仍在可接受的范围内。

因此本课题给出的解析模型的正确性得以验证。



第四章 复合材料增强圆管自由外翻的能量吸收特性

4.1 纤维铺设角度和纤维层厚度对能量吸收能力的影响

在本小节中,复合材料增强圆管的模型尺寸及管壁材料说明如下:

圆管的长度均为 232mm,半径均为 25mm,圆管顶端刚性平面的加载速度为 20m/s。圆管的总壁厚为 2.4mm,根据设计的算例,其中纤维增强层的厚度分别为 0mm,0.2mm,0.4mm, 0.6mm, 0.8mm, 1.0mm, 1.2mm。也就是纤维增强层占总管壁厚度的比例为 0, 1/12, 1/6, 1/4, 1/3, 5/12, 1/2。相应于每种纤维增强层的厚度情况,对应的铺设角度设定为 0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°这 7 种情况。并在各种纤维增强层厚度及纤维铺设角度确定的情况下,对金属采用理想刚塑性模型和刚-线性强化模型这两种情况,均使用已经验证了正确性的解析模型进行计算。同样为方便比较,对卷曲半径及稳态翻转力均进行无量纲化处理。Py 仍采用 (72) 式,其中 h 取管壁总厚度。金属材料选取软钢,其力学性能见表 1;复合材料层材料选取玻璃纤维增强复合材料,其力学性能见表 2。

图 29 为金属选取理想刚塑性模型时,不同纤维增强层厚度和不同纤维铺设角度情况下 稳态翻转力的解析解。



图 29 不同纤维层厚度和不同铺设角度下稳态翻转力的解析解(金属采用理想刚塑性模型)

分析图表可得出:当纤维层厚度 hc ≤0.6mm,即纤维层厚度比例小于管壁总厚度的 1/4, 且纤维铺设角度≥75°时,复合材料增强圆管自由外翻时的稳态翻转力才有可能大于纯金 属圆管自由外翻时的稳态翻转力;当纤维层厚度 hc≥0.6mm,也就是纤维层厚度比例大于 管壁总厚度的 1/4 时,无论纤维层选取什么样的铺设角度,复合材料增强圆管自由外翻时的 稳态翻转力都小于纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力。

圆管自由外翻时的稳态翻转力表征圆管在自由外翻过程中的能量吸收的能力,在自由 外翻过程中,圆管下降相同的距离,稳态翻转力越大也就表明做功越多,圆管在自由外翻 的过程中吸收的能量越多。

第 36 页 共 47 页



当纤维层厚度所占管壁总厚度的比例增大时,稳态翻转力会逐渐减小。出现这种情况 的原因可能在于:虽然玻璃纤维增强复合材料的抗拉强度比软钢强很多,但是当纤维层发 生破坏后,破坏部分就不能继续承受冲击荷载。并且纤维增强复合材料层越厚,这种效应 就越明显。而软钢在屈服之后进入塑性阶段,出现塑性大变形,可以继续承受冲击荷载。

图 30 为金属选取理想刚塑性模型时,不同纤维增强层厚度和不同纤维铺设角度情况下 卷曲半径的解析解。



图 30 不同纤维层厚度和不同铺设角度下卷曲半径的解析解(金属采用理想刚塑性模型)

分析图表可得出:当圆管管壁成分含有纤维增强复合材料时,其自由外翻后形成的半圆形变形区的卷曲半径一定会大于纯金属圆管自由外翻时半圆形变形区的卷曲半径。

当纤维层厚度所占管壁总厚度的比例增大时,卷曲半径也会随之增大。同时在纤维层 厚度一定的情况下,卷曲半径也会随着纤维铺设角度的增大而增大,在纤维铺设角度从0° 增长为45°的过程中,卷曲半径的增大非常迅速;而纤维铺设角度从45°增长为90°的过 程中,卷曲半径的增大比较缓慢,越趋稳定。

图 31 为金属选取刚-线性强化模型时,不同纤维增强层厚度和不同纤维铺设角度情况 下稳态翻转力的解析解。



图 31 不同纤维层厚度和不同铺设角度下稳态翻转力的解析解(金属采用刚-线性强化模型)

第 37 页 共 47 页



分析图表可得出:在金属选取刚-线性强化模型时,只要圆管的管壁成分中含有纤维增强复合材料,无论纤维增强复合材料层选取什么样的铺设角度,复合材料增强圆管自由外翻时的稳态翻转力都小于纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力。随着纤维层厚度所占管壁总厚度的比例不断增大,稳态翻转力会逐渐减小。

出现这种情况的原因可能在于:虽然玻璃纤维增强复合材料的抗拉强度比软钢强很多, 但是当纤维层发生破坏后,破坏部分就不能继续承受冲击荷载。而同时因为金属选取刚-线 性强化模型,当金属屈服之后进入塑性阶段,按照材料模型,金属的应力会随着塑性应变 的增长持续增大,进而超过玻璃纤维增强复合材料的抗拉强度,得以继续承受冲击荷载, 所以整体效果上纯金属圆管在自由外翻过程中的能量吸收表现更好。而纤维增强复合材料 层越厚,这种效应就越明显。

图 32 为金属选取刚-线性强化模型时,不同纤维增强层厚度和不同纤维铺设角度情况 下卷曲半径的解析解。



图 32 不同纤维层厚度和不同铺设角度下卷曲半径的解析解(金属采用刚-线性强化模型)

分析图表可得出:当圆管管壁成分含有纤维增强复合材料时,若纤维铺设角度≤15°, 在本节的几何模型中,即纤维增强复合材料层厚度比例占管壁总体厚度的 1/2 以内时,圆管 自由外翻后形成的半圆形变形区的卷曲半径会小于纯金属圆管自由外翻时的卷曲半径。并 且同时呈现一种纤维层厚度所占管壁总厚度的比例越大,相应的卷曲半径反而越小的趋势; 若纤维铺设角度≥30°,在大多数纤维增强复合材料层厚度情况下,圆管自由外翻后形成 的半圆形变形区的卷曲半径会大于纯金属圆管自由外翻时半圆形变形区的卷曲半径。并且 这时当纤维层厚度所占管壁总厚度的比例增大时,卷曲半径也会随之增大。

综合上述在金属选取两种材料模型的情况下对纤维层厚度及纤维铺设角度影响的讨论,在设计复合材料增强圆管自由外翻能量吸收装置时,我们应该综合考虑纤维增强复合材料层厚度占总管壁厚度的比例以及纤维铺设角度,选取最优组合,使之既可以达到预期的能量吸收能力,又可以在重量上使装置更加轻便。

不同的圆管几何模型中纤维层厚度和纤维铺设角度的最优组合可能不尽相同,可采用 解析模型对具体问题中的圆管的几何模型进行计算,选取最优组合。这里就体现出了解析 方法的广泛适用性,并且容易修改参数反复计算,可以省时省力得出结果。



4.2 加载速度对能量吸收能力的影响

在本小节中,复合材料增强圆管的模型尺寸及管壁材料的说明如下:

圆管的长度均为 232mm, 半径均为 25mm。圆管的总壁厚为 2.4mm, 其中纤维增强层 的厚度为 0.4mm, 即纤维增强层占整体厚度的 1/6, 纤维铺设角度为 60°。根据设计的算例, 圆管顶端刚性平面的加载速度分别取 1m/s, 5m/s, 10m/s, 20m/s, 30m/s, 40m/s 这 6 种情 况。并在各种加载速度确定的情况下,对金属采用理想刚塑性模型和刚-线性强化模型这两 种材料模型。均使用已经验证了正确性的解析模型进行计算。同样为方便比较,对卷曲半 径及稳态翻转力均进行无量纲化处理。Py 仍采用(72)式, 其中 h 取管壁总厚度。金属材 料选取软钢, 其力学性能见表 1; 复合材料层材料选取玻璃纤维增强复合材料, 其力学性能 见表 2。

图 33 为金属选取理想刚塑性模型时,不同加载速度情况下稳态翻转力的解析解。同时 也得到了纯金属管壁情况下的解析解,用以比较分析复合材料层的作用。





分析图表可得出: 当金属选取理想刚塑性模型时,管壁总厚度为 2.4mm,纤维增强复 合材料层厚度为 0.4mm,纤维铺设角度为 60°的圆管自由外翻时达到的稳态翻转力略高于 纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力。从图中可以看出两条曲线的走势基本一致,随着加 载速度的不断增加,二者的稳态翻转力均不断增大,且差值基本不变。

本课题研究中只考虑了金属材料的应变率效应,而忽略了复合材料的应变率效应。所 以从这个角度看,在动态加载时应该是纯金属圆管的能量吸收表现更好一些。但是需要注 意的是这里动态加载的效应不仅体现在应变率对金属材料屈服应力的影响上,还体现在曲 率变化率对 A、B 两处动态弯矩的影响上。复合材料增强圆管自由外翻在 A、B 两处的静态 弯矩就大于纯金属圆管自由外翻时 A、B 两处的塑性极限弯矩。所以在动态加载时,一方面 金属材料的屈服应力明显增加,另一方面 AB 两处的动态弯矩也显著增大。综合考量这两个 方面的影响,在本算例中,动态加载情况下,出现纤维增强复合材料层厚度为 0.4mm,纤 维辅设角度为 60°的圆管自由外翻时达到的稳态翻转力略高于纯金属圆管自由外翻时的稳 态翻转力这样的结果也是合理的。

图 34 为金属选取理想刚塑性模型时,不同加载速度情况下卷曲半径的解析解。同时也

第 39 页 共 47 页



得到了纯金属管壁情况下的解析解,用以比较分析复合材料层的作用。



图 34 不同加载速度下卷曲半径的解析解(金属采用理想刚塑性模型)

分析图表可得出: 当金属选取理想刚塑性模型时, 纤维增强复合材料层厚度为 0.4mm, 纤维铺设角度为 60°的圆管自由外翻时半圆形变形区的卷曲半径要明显大于纯金属圆管自 由外翻时的卷曲半径。说明圆管中混有复合材料层会增大圆管自由外翻后的卷曲半径。两 条曲线的趋势相同,卷曲半径开始会随着加载速度的增加而略有减小,之后再加载速度达 到 10m/s 之后, 两条曲线均趋于平稳, 即这时两种情况下的卷曲半径不会因为加载速度的 增加而发生较大变化。

图 35 为金属选取刚-线性强化模型时,不同加载速度情况下稳态翻转力的解析解。同时也得到了纯金属管壁情况下的解析解,用以比较分析复合材料层的作用。



图 35 不同加载速度下稳态翻转力的解析解(金属采用刚-线性强化模型)



分析图表可得出: 当金属选取刚-线性强化模型时,从图中可以看出两条曲线的走势基本一致,随着加载速度的不断增加,二者的稳态翻转力均不断增大,差值略有增长。其中纤维层厚度为 0.4mm,纤维铺设角度为 60°的圆管自由外翻时达到的稳态翻转力小于纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力。

正如前面金属选取理想刚塑性材料模型时所提到的原因分析,动态加载的效应,一方面让金属材料的屈服应力明显增加,另一方面也让A、B两处的动态弯矩显著增大。在本算例中,金属材料选取刚-线性强化模型,应力随塑性应变的增大而不断加大,所以动态加载情况下,金属材料屈服应力增加的效果要明显强于复合材料增强圆管A、B两处动态弯矩的增加,由此吸收的能量更多,达到的稳态翻转力更大。因此在该模型下,纤维层厚度为0.4mm,纤维铺设角度为 60°的圆管自由外翻时达到的稳态翻转力要小于纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力。

图 36 为金属选取刚-线性强化模型时,不同加载速度情况下卷曲半径的解析解。同时 也得到了纯金属管壁情况下的解析解,用以比较分析复合材料层的作用。



图 36 不同加载速度下卷曲半径的解析解(金属采用刚-线性强化模型)

分析图表可得出: 当金属选取刚-线性强化模型时,纤维增强复合材料层厚度为 0.4mm, 纤维铺设角度为 60°的圆管自由外翻时半圆形变形区的卷曲半径要大于纯金属圆管自由外 翻时的卷曲半径,说明圆管中混有复合材料层会增大圆管自由外翻后的卷曲半径,不过这 个差值要明显小于金属选取理想刚塑性模型时两条曲线间的差值。两条曲线的趋势相同, 卷曲半径开始会随着加载速度的增加而略有减小,之后再加载速度达到 10m/s 之后,两条 曲线均趋于平稳,即在加载速度达到 10m/s 之后两种情况下的卷曲半径不会因为加载速度 的增加而发生较大变化。

4.3 本章小结

本章研究了复合材料增强圆管自由外翻时的能量吸收特性,分析了纤维增强复合材料 层的厚度、纤维铺设角度和加载速度对复合材料增强圆管结构防撞性能的影响,通过对相 关算例的分析讨论,得出以下结论:

(1)金属材料选取理想刚塑性模型时,可以通过综合考虑纤维增强复合材料层厚度占总管壁厚度的比例以及纤维铺设角度,选取最优组合来达到甚至超过纯金属圆管自由外翻时



上海交通大学 SHANGHAL HAQ TONG UNIVERSITY

的稳态翻转力,既可以获得预期的能量吸收的能力,同时又可以减轻装置的重量。但是复 合材料增强圆管相较于纯金属圆管自由外翻半圆形变形区的卷曲半径会更大,说明圆管中 混有复合材料层会增大圆管自由外翻后的卷曲半径。

(2)金属材料选取刚-线性强化型时,任何情况下的纤维增强复合材料层厚度以及纤维 铺设角度的组合,都不能达到纯金属圆管自由外翻时达到的稳态翻转力。不过在纤维铺设 角度较小的情况下,各种纤维增强复合材料层厚度的复合材料增强圆管相较于纯金属圆管 而言,自由外翻后可以得到更小的半圆形变形区的卷曲半径。

(3)不论金属材料选取何种模型,总体来讲,动态加载都会显著增加复合材料增强圆管 自由外翻时的稳态翻转力,而变形区的卷曲半径随着加载速度的不断加大,首先会略有减 小,然后趋于稳定。

(4) 动态加载的效应, 一方面让金属材料的屈服应力明显增加, 另一方面也让 A、B 两 处的动态弯矩显著增大。综合考虑这两个方面的影响, 金属材料选取理想刚塑性模型时, 复合材料增强圆管自由外翻达到的稳态翻转力大于或小于纯金属圆管自由外翻的稳态翻转 力都是合理的, 因算例而异: 金属材料选取刚-线性强化型时, 复合材料增强圆管自由外翻 达到的稳态翻转力会小于纯金属圆管自由外翻的稳态翻转力。金属材料选取两种模型的情 况下, 复合材料增强圆管相比于纯金属圆管, 自由外翻后半圆形变形区的卷曲半径都会更 大。并且当金属材料选取理想刚塑性模型时, 卷曲半径的这个差值会更大。



第五章 结论

5.1 总结

金属圆管是传统的能量吸收结构,随着复合材料的飞速发展,复合材料优良的能量吸 收表现日渐成为研究热点。本文建立在前人研究的基础上,对复合材料增强圆管自由外翻 过程中的能量吸收特性进行了研究。本文的研究方法为采用解析模型和有限元模型相结合 的方法,主要的工作内容有以下几个方面:

(1)建立了复合材料增强圆管自由外翻的解析模型,并对解析模型的正确性进行了间接 验证。解析模型可以揭示复合材料增强圆管自由外翻的能量吸收特性的一般性规律,容易 修改参数进行反复运算,可以省时省力地得出优化方案,这些都是实验所不具备的优势。 借助解析模型,可以方便地设计出具体问题中既能达到预期能量吸收能力,又能减轻结构 重量的复合材料增强圆管结构。

(2)建立了复合材料增强圆管自由外翻的有限元模型,并对有限元模型的合理性进行了间接验证。复合材料的实验耗时耗力、成本较高,复合材料本身成型过程中会产生缺陷,这些因素都给复合材料的实验带来了很大的困难。而实验得到的数据也是离散的,不易得到一般性的规律。因此可以借助有限元模拟仿真进行"虚拟实验",来补充目前所缺少的复合材料增强圆管自由外翻的实验数据,进而验证解析模型的正确性。

(3)通过解析模型对复合材料增强圆管自由外翻过程中的能量吸收特性进行了研究,分析和总结了纤维增强复合材料层厚度,纤维铺设角度,以及加载速度这三个变量对复合材料增强圆管的能量吸收能力的影响,给出了相关优化方案的建议,使结构既可以达到预期的能量吸收的能力,同时又可以减轻装置的重量。

5.2 结论

本文研究了复合材料增强圆管自由外翻时的能量吸收特性,分析了纤维增强复合材料 层的厚度、纤维铺设角度和加载速度对复合材料增强圆管结构防撞性能的影响,通过对相 关算例的分析讨论,得出以下结论:

(1)金属材料选取理想刚塑性模型时,可以通过综合考虑纤维增强复合材料层厚度占总管壁厚度的比例以及纤维铺设角度,选取最优组合来达到甚至超过纯金属圆管自由外翻时的稳态翻转力,既可以获得预期的能量吸收的能力,同时又可以减轻装置的重量。但是复合材料增强圆管相较于纯金属圆管自由外翻半圆形变形区的卷曲半径会更大,说明圆管中混有复合材料层会增大圆管自由外翻后的卷曲半径。

(2)金属材料选取刚-线性强化型时,任何情况下的纤维增强复合材料层厚度以及纤维 铺设角度的组合,都不能达到纯金属圆管自由外翻时达到的稳态翻转力。不过在纤维铺设 角度较小的情况下,各种纤维增强复合材料层厚度的复合材料增强圆管相较于纯金属圆管 而言,自由外翻后可以得到更小的半圆形变形区的卷曲半径。

(3)不论金属材料选取何种模型,总体来讲,动态加载都会显著增加复合材料增强圆管 自由外翻时的稳态翻转力,而变形区的卷曲半径随着加载速度的不断加大,首先会略有减 小,然后趋于稳定。

(4)动态加载的效应,一方面让金属材料的屈服应力明显增加,另一方面也让A、B两处的动态弯矩显著增大。综合考虑这两个方面的影响,金属材料选取理想刚塑性模型时,



复合材料增强圆管自由外翻达到的稳态翻转力大于或小于纯金属圆管自由外翻的稳态翻转 力都是合理的,因算例而异;金属材料选取刚-线性强化型时,复合材料增强圆管自由外翻 达到的稳态翻转力会小于纯金属圆管自由外翻的稳态翻转力。金属材料选取两种模型的情 况下,复合材料增强圆管相比于纯金属圆管,自由外翻后半圆形变形区的卷曲半径都会更 大。并且当金属材料选取理想刚塑性模型时,卷曲半径的这个差值会更大。

5.3 展望

圆管翻转的研究涉及很多方面,本文只对复合材料增强圆管进行自由外翻时的能量吸 收特性进行了研究,尚且存在一些不足之处。根据目前的研究情况,往后的研究工作可以 围绕以下几个方面深入进行:

(1)研究复合材料增强圆管翻转的其他模式,如复合材料增强圆管自由内翻、复合材料 增强圆管带模具的外翻、以及复合材料增强圆管带模具的内翻。

(2)从有限元计算的结果中获取稳态翻转力和卷曲半径含有一些人为因素的影响,本文 中已尽量减少人为因素的影响:如人工测量卷曲半径时测量多组外径和内径再取平均值, 以及求反作用力平均值时尽量锁定到比较平稳的范围。前人的研究中并没有提到这些方面 的细节,可以对此加以研究,进而得到有广泛适用性的解决方案。



参考文献

[1] 余同希,卢国兴著,华云龙译.材料与结构的能量吸收:耐撞性.包装.安全防护[M].北 京:化学工业出版社,2006.

[2] Kroell. C.K. A simple, efficient, one shot energy absorber[A]. Proceedings of Shock, Vibration and Associated Environments, Part III, Bulletin 30. 30th Symposium on Shock, Vibration and Associated Environments, Detroit, Mich., 1962.

[3] LeRoy. R. Guist, Donald. P. Marble. Prediction of the inversion load of a circular tube[J].

NASA technical note TN-D-3622, 1966.

[4] Reddy, T.Y. Guist and marble revisited-on the natural knuckle radius in tube inversion[J]. Int. J. Mech. //Sci. 1992(34):761-768.

[5] X.Qiu, L.He, X.Yu. A three-dimensional model of circular tube under quasi-static external free inversion[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2013(75):87-98.

[6] X.Qiu, L.He, J.Gu, X.Yu. An improved theoretical model of a metal tube under free external inversion[J]. Thin-Walled Structures, 2014(80):32-37.

[7] A.Colokoglu, T.Y.Reddy. Strain rate and inertial effects in free external inversion of tubes[J]. International Journal of Crashworthiness, 1996(1):93-105.

[8] Ramakrishna, S. and Hull, D. Energy absorption capability of epoxy composite tubes with knitted carbon fibre fabric reinforcement[J]. Composites Science and Technology, 1993, 49(4): 349-356.

[9] Farley, G.L., Jones, R.M. Prediction of the energy-absorption capability of composite tubes[J]. Composite Mat., 1992, 26: 486-499.

[10] Farley, G.L., Jones, R.M. Analogy for the effect of material and geometrical variables on energy absorption capability of composite types[J]. Comp. Mats, 1992, 26: 78-89.

[11] Gupta, N.K., etc. An analysis of axial crushing of composite tubes[J]. Composite materials, 1997, 31:1262-1286.

[12] Wang, X.G. Crushing behaviour of multi-material tubular structures[D]. Doctor of philosophy thesis. Department of Solid mechanics. Ecole Centrale de Lyon, (1991).

[13] Kawada, H., Okabe, T., Mawatari, T. and Satoh, H. Effect of testing speed on energy absorption in CF/PEEK tubes[J]. Zairyo/Journal of society of materials science, Japan, 1997, 46(6): 645-650.

[14] Hamada, H. and Ramakrishna, S. Scaling effects in the energy absorption of carbon-fibre/PEEK composite[J]. Composites Science and Technology, 1995, 55: 211-221.

[15] Hong, W.S., Zhi, M.W., Zhi, M.X. and Xing, W.D. Axial impact behavior and energy absorption efficiency of composite wrapped metal tubes[J]. Int. J. Impact Engen, 2000, 24: 385-401.

[16] Hanefi, E.H. and Wierzbicki, T. Axial resistance and energy absorption of externally reinforced metal tubes[J]. Composite: part B 27B (1996), 387-394.

[17] Wang, X. G., Bloch, J.A. and Cesari, D. Static and dynamic axial crushing of externally reinforced tubes[A]. Proc. Instn. Mech. Engrs., Part C 206(1992), 355-60.

[18] Wang, X. and Lu, G. Axial crushing force of externally fiber reinforced metal tubes[A]. Proc. Instn. Mech. Engrs., Part C 216(2002), 863-74.

[19] 尚福林,王子昆. 塑性力学基础[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2011:70-83.

[20] Jones, N. Structure Impact [M]. UK: Cambridge University Press, 1989.

[21] Mamalis, A. G., Manolakos, D. E., Demosthenous, G. A., Johnson, W. Axial plastic collapse of thin bi-material tubes as energy dissipating systems [J]. International Journal of Impact Engineering, 1991, 11(2):185-196.

[22] R.G. Redwood. Discussion on the paper by J. A. DeRuntz and P. G. Hodge[J]. Appl.



Mech.1964, 31:357-359.

[23] 贺良鸿. 韧性金属圆管自由翻转卷曲半径研究[D]. 北京:清华大学航天航空学院,2010:.33-34.

[24] Ahmad, Z, Thambiratnam, D.P. Crushing response of foam-filled conical tubes under quasi-static axial loading[J]. Materials & design, 2009, 30(7):2393-2403.

[25] Abaqus 6.12 Analysis User's Manual, Dassault Systèmes Simulia Corp., 2012, Providence, RI, USA.

[26] 林景水. 复合材料薄壁管件的吸能特性的解析解与数值模拟[D]. 上海:上海交通大学船 舶海洋与建筑工程学院,2015:26.

[27] 王慎平.第五讲: ABAQUS 中的材料[DB/OL]. [2015-5-10]. http://wenku.baidu.com/link? url=jT_QlXcnkrb-Vh-gZFWsqTSWMnJ9O5OlqivdIBBL8VFrXquyVFrX5iUqn5wfi2vIrZVXT7 YclepKve9WERyT37HpoJVNrMzunXd22Ea4G2a.

[28] Matzenmiller, A., J. Lubliner, and R. L. Taylor. A constitutive model for anisotropic damage in fiber-composites[J]. Mechanics of Materials, 1995, 20:125-152.

[29] Hashin, Z. and A. Rotem. A fatigue criterion for fiber-reinforced materials[J]. Journal of Composite Materials, 1973, 7:448-464.

[30] Hashin, Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47:329-334.

[31] Camanho, P.P. and C.G. Davila. Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials[R].NASA/TM-2002-211737,2002:1-37.



谢辞

本课题的研究工作是在导师王熙教授的悉心指导下完成的,作者谨在此向王熙老师致 以崇高的敬意和诚挚的感谢。王老师治学态度严谨,科研经验丰富,为我们树立了良好的 榜样。在对本课题进行研究的过程中,王老师循循善诱,引导我积极独立思考问题、发现 问题,再启发我寻找合适的方法解决问题。这个过程让我不断积累经验,实在受益良多。

感谢上海交通大学的各位老师的谆谆教导,在上海交通大学的四年学习生活让我不仅 学到了专业知识,开阔了眼界,还让我学到了治学的态度,在科研的道路上不但要善于发 现新问题,而且更要勇于解决新问题。

感谢同学们四年来的帮助、鼓励和支持,共同的学习生活给我留下了很多美好的回忆。 感谢父母的养育之恩,他们永远是我坚实的后盾。感谢爸妈一直在背后默默地信任我、 支持我、守护我,让我可以一路勇敢走下去。

我会记得帮助过我的每一个人,今后也会继续脚踏实地、努力奋斗,做合格的交大人, 不辜负你们的期望。



INVERSION CHARACTERISTICS OF COMPOSITE REINFORCED CIRCULAR TUBES

With economic development and improvement of people's living standards, modern life is increasingly dependent on various modes of transport. Advances in technology also allow the vehicles to achieve higher speed and larger scale to facilitate people's production and life. However, once the motor vehicle traffic accidents occur, they could seriously threaten people's lives and health, and result in severe economic losses. The consequences of a vehicle collision include structural damage and damage to the human body. It is worth noting that in the event of a collision people colliding with the vehicle interior components, namely a "secondary collision", could be very dangerous. For example, the human thorax could directly collide with the steering wheel and steering column.

In recent years, people are increasingly concerned about the safety performance of vehicles, and various energy-absorbing structures are also widely used to improve vehicle crashworthiness. The metal tube is a conventional energy absorption mechanism. Its deformation mechanisms which may occur under compressive axial force effects include collapse, inversion and tearing.

Metal tubes' deformation mechanism during inversion is stable and controllable, with steady load-displacement curves, so metal tubes are ideal for energy absorbing. Such structures can be used to design collapsible steering column or other energy absorbing devices. Moreover, in the past 30 years, composite materials are developing rapidly and are widely used in the aerospace industry. In addition to having a high specific strength and specific stiffness, they also have good energy absorption behavior. Compared with the conventional metallic materials, composite materials have a higher specific energy absorption capacity (i.e. energy absorbed per unit mass), thus composite materials are more capable than metallic materials in terms of the actual energy absorbing performance. So fiber reinforced composite materials and metal materials can be combined in order to absorb more energy, especially for the structures with weight controlling demands.

Based on previous studies, the analytical models and FE (finite element) simulations are applied to study the energy absorption properties of composite reinforced tubes during free external inversion.

To begin with, in chapter II, the analytical models and FE models of composite reinforced tubes during free external inversion are established. The basic assumptions, adopted material theoretical models and the theoretical formula derivation of the analytical model are elaborated. Chapter II provides an expression of steady load during free external inversion.

As for establishing finite element models, detailed description of the FE models' geometry, the adopted shell element, the metallic material model, the material model and the failure criterion of fiber-reinforced layer, and contact among metal wall, fiber-reinforced layer and rigid body



plane is given in chapter II. FE simulation is carried out by employing software ABAQUS. At the end of this section, an example's contours of von Mises stress in the steady stage inversion are displayed to show stress distribution after deformation.

Calculating cases are designed according to variables of the study i.e. fiber layer thickness, ply orientation angle of fiber layer and loading velocity.

Next, in chapter III, due to the lack of experimental data of composite reinforced tubes' free external inversion, the reasonableness of FE models only can be verified indirectly, compared with Qiu's FE results and experimental data of metal tubes' free external inversion in 2013 and experimental data of Colokoglu, A. and Reddy, T.Y.'s test in 1996. In this part, the current FE models of ABAQUS are degenerated into metal tubes. The trends of data are similar when comparing the current FE results with the two previous test data and Qiu's FE results. Especially the current FE results of steady load agree well with previous experimental data. Thus the reasonableness of the FE models is verified indirectly and simply.

FE simulations, which are also known as "virtual experiment", have the capacity to make up the deficiency of lacking test data of composite reinforced tubes' free external inversion. And then the current FE simulations and previous experimental data can further validate the analytical models' correctness.

The current analytical models are compared with previous studies, which include Qiu's analytical models and test data of metal tubes' free external inversion in 2013 and Colokoglu, A. and Reddy, T.Y.'s analytical maximum solutions and maximum test data of metal tubes' free external inversion in 1996. In this part, the comparison between the degradation of the current analytical models and the previous two experimental data and analytical models generally show the same trend, with good agreement. Particularly, the prediction of steady load agrees very well with Colokoglu, A. and Reddy, T.Y.'s experimental data, sharply reducing the relative error between their analytical solutions in 1996 and their test data.

By comparing the current analytical models with the current FE results, whose reasonableness have been indirectly verified, it can be found that predictions of steady load resulted from current analytical model conforms to the current ABAQUS solutions. Although there is a gap between the two as for the knuckle radius prediction, but the discrepancy is still within an acceptable range. Therefore the correctness of the analytical models is validated.

Finally, this paper figures out the energy absorption properties of composite reinforced tubes during free external inversion with the help of the analytical models. The effects of fiber layer thickness, ply orientation angle of fiber layer and loading velocity are investigated respectively. Some relevant suggestions of optimum proposals are made to reduce devices' weight with the achievement of expected energy absorption capability.

The following conclusions are reached after calculation and discussion of some study cases:

(1) When perfectly rigid, perfectly plastic material model of metal is selected, by considering the proportion of fiber-reinforced composites of the total thickness of the tube wall and ply orientation angle of fiber layer, the optimal combination can be reached to achieve even higher steady load than that of the mere metal tube undergoing free external inversion. In other words, such structures can both achieve the desired energy absorption capacity and reduce the weight of the device with the help of analytical models.

However, compared to metal tubes, composite reinforced circular tubes are doomed to obtain greater knuckle radius of the semicircular deformation zone. It can be inferred that mixing



composite layer with metal tubes will increase the knuckle radius after the deformation of tubes' free external inversion.

(2) When rigid, linear hardening material model of metal is selected, under any circumstance the combination of the proportion of fiber-reinforced composites of the total thickness of the tube wall and ply orientation angle of fiber layer will not help the composite reinforced tubes to reach the same steady load as that of mere metal tubes' free external inversion.

Nevertheless, with relative small ply orientation angle of fiber layer, composite reinforced tubes can draw smaller knuckle radius of the semicircular deformation zone, compared to those of mere metal tubes.

(3) Regardless of which kind of metal material model is selected, generally speaking, the dynamic loading will significantly increase the steady load of composite reinforced tubes during free external inversion. Knuckle radius of deformation zone will first decrease slightly, then stabilize with the increase of load velocity.

(4) The effects of dynamic loading mainly include two aspects. On one hand, the yield stress of the metal material is evidently increased. On the other hand, the dynamic moment of A and B is also significantly increased.

Considering these two factors, when perfectly rigid, perfectly plastic material model of metal is selected, it is reasonable that the steady load of composite reinforced circular tubes undergoing free external inversion is greater or less than that of the mere metal tubes. Different cases have different results. When rigid, linear hardening material model of metal is selected, the steady load of composite reinforced circular tubes undergoing free external inversion is bound to be less than that of the mere metal tubes.

No matter which metal material model is selected, the composite reinforced circular tubes, compared to mere metal tubes, will realize greater knuckle radius of the semicircle deformation zone. Moreover, when perfectly rigid, perfectly plastic material model of metal is selected; such discrepancy of knuckle radius will be even greater.