

纤维增强聚合物约束混凝土柱轴压本构模型 研究新进展¹⁾

邓宗才²⁾

(北京工业大学建筑工程学院, 北京 100124)



邓宗才, 博士, 教授, 博士生导师, 1961 年生. 长期从事纤维混凝土、纤维增强聚合物、环保材料、智能材料及其结构性能、结构耐久性、健康监测及新型加固技术的研究. 主持国家 863 项目 1 项, 主持国家自然科学基金 4 项, 主持承担省部级科学基金项目 7 项, 主持完成“三峡大坝混凝土性能试验研究”等课题 25 余项, 承担国家基金重大研究计划、国家科技支撑重点项目的研究. 在重要学术刊物发表学术论文 230 余篇, 在国外著名学术刊物发表论文 18 篇, 被 SCI 及 EI 收录 100 余篇次; 专著 2 部, 参著 2 部, 国家专利 20 余项, 获省部级科技进步奖一等奖、二等奖、三等奖共 4 项. 任纤维混凝土委员会委员、纤维水泥与纤维混凝土协会副理事长和特聘专家; 是 *Cement and Concrete Composite*, *ACI Materials Journal* 等国际著名刊物的审稿专家.

摘要 较全面总结了纤维增强聚合物约束混凝土的本构模型最新进展, 分析了各类模型的理论基础、特点、存在的问题, 探讨了纤维增强聚合物约束混凝土轴压强度与变形规律、破坏机制等, 总结了影响本构模型的主要影响因素, 如约束应力的计算、纤维增强聚合物实际破坏应变值等, 为今后对本构模型比较分析提供了基本框架.

关键词 纤维增强聚合物约束混凝土, 本构模型, 轴压强度

中图分类号: TU37 文献标识码: A doi: 10.6052/1000-0879-14-131

PROGRESS IN STUDIES OF THE CONSTITUTIVE MODEL OF FRP-CONFINED CONCRETE COLUMNS¹⁾

DENG Zongcai²⁾

(Beijing University of Technology, Institute of Architecture and Engineering, Beijing 100124, China)

Abstract This paper reviews the latest progress in studies of the constitutive models of the FRP (fiber reinforced polymer)-confined concrete, and analyzes their theoretical basis, the characteristics and the problems of existing models, focusing on the axial compressive strength and deformation, the failure mechanism of the FRP-confined concrete, and the main factors affecting the constitutive models, such as the FRP restraint stress and the actual

本文于 2014-04-22 收到.

1) 国家自然科学基金 (51378032), 北京市自然科学基金 (8142005) 和教育部博士点基金 (20131103110017) 资助项目.

2) E-mail: dengzc@bjut.edu.cn

引用格式: 邓宗才. 纤维增强聚合物约束混凝土柱轴压本构模型研究新进展. 力学与实践, 2015, 37(1): 33-39

Deng Zongcai. Progress in studies of the constitutive model of FRP-confined concrete columns. *Mechanics in Engineering*, 2015, 37(1): 33-39

strain at the failure state. A basic framework for comparative analysis of constitutive models in future is suggested.

Key words FRP(fiber reinforced polymer)-confined concrete, constitutive model, axial compressive strength

引言

目前人们已清楚地认识到横向约束可显著提高混凝土的强度和变形能力,箍筋可改善柱的抗剪承载力和抗震性能等.约束混凝土本构模型是进行结构设计和结构非线性分析的基础,研究并建立约束混凝土本构模型具有重要的工程应用价值和学术意义.到目前为止,国内外学者对纤维增强聚合物(fiber reinforced polymer, FRP)约束混凝土轴压性能和本构模型等进行了大量的试验研究和理论分析,已建立了大约90个本构模型.

早期的研究,如文献[1-3],直接将主动约束、钢筋约束混凝土的本构稍加改进用于描述纤维增强聚合物约束混凝土的应力-应变关系.后来一些研究者对纤维增强聚合物约束混凝土与主动约束、钢材约束混凝土变形与本构模型进行了比较分析[4-10],发现二者不同,应建立适合纤维增强聚合物约束混凝土变形特征的本构. Ozbakkaloglu等[5]对于纤维增强聚合物约束混凝土本构模型进行了全面总结和分析,将纤维增强聚合物约束混凝土本构分为设计用和理论分析用两大类[5].从1991年至今,大约有200多位试验者,通过各自试验共获得了约2100个试验数据,建立了约90个本构模型,其中有61个为设计用模型,其余为分析用模型.这些模型可描述从加载到破坏的变形全过程,一些模型还建立了极限状态时强度和变形值计算方法.目前的本构模型都是按各自的试验值或者用文献中的试验值,通过拟合得到的,模型的预测精度依赖于试验数据的量及可靠性,及试验参数的宽泛性[11-13].基于力的平衡和变形协调原理,建立了近30个分析用模型,可分析纤维增强聚合物约束与混凝土之间的相互作用,以及强或弱约束下混凝土的变形特性.

1 面向设计用本构模型

下面对已有的面向设计用本构模型进行分类和比较.早期的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型是在主动约束、螺旋箍筋约束混凝土本构基础上发展起来的[5].设计用本构根据其曲线特征及模型表达式分为以下几种.

1.1 传统的抛物线模型[1,3]

采用主动约束、螺旋箍筋约束混凝土本构来近似描述纤维增强聚合物约束混凝土的应力-应变关系.该模型不能反映纤维增强聚合物约束混凝土的双线性变形特性,与试验曲线相差较大.如图1所示.

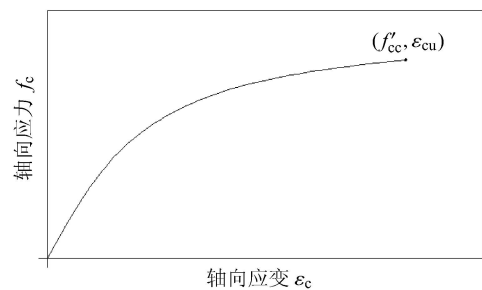


图1 传统抛物线形

1982年文献[1]提出了下面的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型.

$$\sigma = \frac{E_c \varepsilon}{1 + \varepsilon \left(\frac{f_{cc}}{E_c} - \frac{1}{\varepsilon_{cc}} \right)} \quad (1)$$

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + \frac{4.1 f_{frp} t_{frp}}{R f_{co}} \quad (2)$$

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.7 \left(\frac{f_{frp} t_{frp}}{R f_{co}} \right)^{0.86} \quad (3)$$

$$\varepsilon_{cc} = 0.002 + 0.005 \frac{f_{frp} t_{frp}}{R f_{co}} \quad (4)$$

式中, E_c 为混凝土初始弹性模量, f_{cc} 为纤维增强聚合物约束混凝土抗压强度, f_{co} 为未约束混凝土抗压强度, ε_{cc} 为纤维增强聚合物约束混凝土的峰值应变, R 为纤维增强聚合物约束截面半径, t_{frp} 为纤维增强聚合物的厚度, f_{frp} 为纤维增强聚合物的抗拉强度.

1994年 Saadatmanesh等[3]基于螺旋箍筋约束混凝土本构模型,提出了下面的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型.

$$\sigma = \frac{f_{cc} \cdot (\varepsilon / \varepsilon_{cc}) \cdot r}{r - 1 + (\varepsilon / \varepsilon_{cc})^r} \quad (5)$$

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = -1.254 + 2.254 \sqrt{1 + \frac{7.94 f_1}{f_{co}}} - 2 \frac{f_1}{f_{co}} \quad (6)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 5 \left(\frac{f_{cc}}{f_{co}} - 1 \right) \quad (7)$$

$$r = \frac{E_c \varepsilon_{cc}}{E_c \varepsilon_{cc} - f_{cc}} \quad (8)$$

式中, $f_l = \frac{2f_{frp}t_{frp}}{D}$ 为侧向约束强度, D 为纤维增强聚合物约束截面直径, ε_{co} 为未约束混凝土的峰值应变.

1.2 双线性模型^[14-18]

较早期研究者, 通过试验发现, 纤维增强聚合物约束混凝土轴压曲线明显不同于主动约束、螺旋箍筋约束混凝土, 认为用双线性表达式更适合描述纤维增强聚合物约束混凝土变形特性, 见图 2, 即用两直线上升段表示: 第 1 段直线 I 为原点与未约束混凝土峰值点直线连接; 第 2 段直线 II 为未约束混凝土峰值点与约束混凝土破坏点直线连接^[5]. 后来一些学者考虑了纤维增强聚合物约束对第 1 段直线终点的提高作用. 该类模型形式简单, 但对第 1 段直线的预测精度不高, 一般情况下纤维增强聚合物约束混凝土第 1 上升段不是直线, 而是曲线.

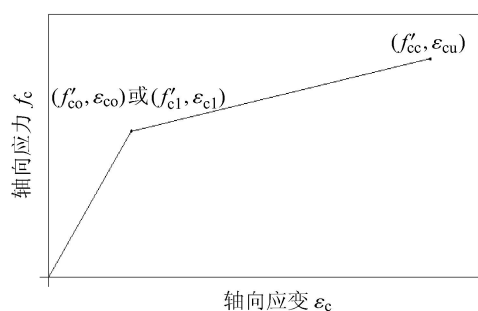


图 2 双线性模型

1.3 抛物线加直线上升段模型

针对双线性模型的不足, 第 1 上升段采用抛物线代替直线, 这类模型是目前采用较多的模型, 是在纤维增强聚合物约束混凝土试验曲线的基础上建立的. 人们发现纤维增强聚合物约束混凝土初始上升段为抛物线, 后平滑过渡为直线上升段, 如图 3 所示. 这类模型又细分为以下 3 种形式.

1.3.1 洪氏 (Hongnestad) 抛物线初始上升段后接直线段

洪氏抛物线表达式是许多国家规范、教科书中

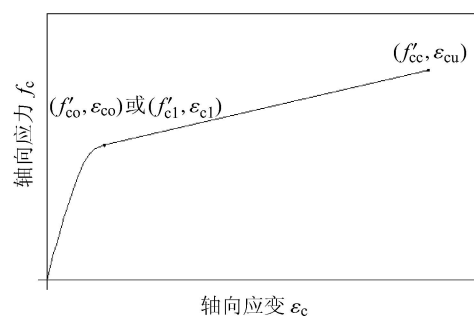


图 3 抛物线加直线上升段模型

描述钢筋约束混凝土的本构, 该形式表达式简单, 便于积分, 已被广大设计人员接受. 有人在抛物线表达式后面加了纤维增强聚合物约束刚度 $E_l = \frac{2E_{frp}t_{frp}}{D}$, 以考虑纤维增强聚合物约束对混凝土受力初期行为的影响. 1997 年 Miyauchi 等^[19] 提出了下面的 FRP 约束混凝土本构模型.

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.485 \left(\frac{2f_{frp}t_{frp}}{f_{co}D} \right) \quad (9)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 10.6 \left(\frac{2f_{frp}t_{frp}}{f_{co}D} \right)^{0.373} \quad (f_{co} = 30 \text{ MPa}) \quad (10)$$

$$\frac{\varepsilon_{cc}}{\varepsilon_{co}} = 1 + 10.5 \left(\frac{2f_{frp}t_{frp}}{f_{co}D} \right)^{0.525} \quad (f_{co} = 50 \text{ MPa}) \quad (11)$$

$$\sigma_c = f_{co} \left[2 \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{co}} \right)^2 \right] \quad (0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{tan}) \quad (12)$$

$$\sigma_c = f_{cc} - \lambda (\varepsilon_{cc} - \varepsilon_c) \quad (\varepsilon_{tan} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cc}) \quad (13)$$

$$\varepsilon_{tan} = \varepsilon_{co} - \frac{\lambda \varepsilon_{co}^2}{2f_{co}} \quad (14)$$

$$\lambda = \frac{1}{\varepsilon_{co}^2} \left[-2f_{co}(\varepsilon_{cc} - \varepsilon_{co}) + \sqrt{4f_{co}(f_{co}\varepsilon_{cc}^2 - 2f_{co}\varepsilon_{co}\varepsilon_{cc} + f_{cc}\varepsilon_{co}^2)} \right] \quad (15)$$

1.3.2 四参数模型^[18]

该类模型用一个整体表达式描述两个上升段. 4 个参数分别为: 曲线在原点附近的斜率 E_{c2} ; 控制两段线光滑相接的指数 n , 即过渡段形状控制参数; 上升段 II 向下延长与应力轴的交点 f_0 , 如图 4 所示.

$$\sigma_c = \frac{(E_{c1} - E_{c2}) \varepsilon_c}{\left\{ 1 + \left[\frac{(E_{c1} - E_{c2}) \varepsilon_c}{f_0} \right]^n \right\}^{\frac{1}{n}}} + E_{c2} \varepsilon_c \quad (16)$$

1999 年 Saafi 等^[8] 提出强度、变形和模量的计算公式.

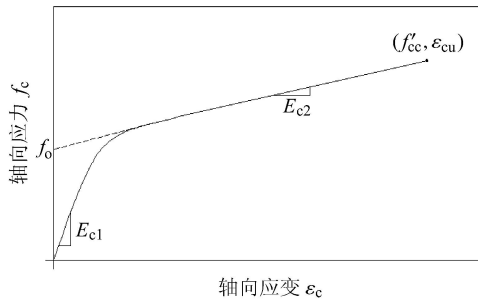


图4 四参数模型

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 0.0213 \left(\frac{E_{frp} t_{frp}}{f_{co} D} \right)^{0.84} \quad (17)$$

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1 + 0.0783 \left(\frac{E_{frp} t_{frp}}{f_{co} D} \right)^{0.84} \quad (18)$$

$$E_{c1} = 10200(f_{co})^{1/3} \quad (19)$$

$$E_{c2} = 0.272 \frac{f_{co}}{\epsilon_{co}} \quad (20)$$

四参数模型的不足是：用一个表达式描述两段曲线表达式较复杂，不便于积分。针对四参数模型的不足，一些学者提出了以下分段表达的抛物线加直线的模型。

1.3.3 抛物线加直线分段表达的模型

2003年 Teng 等^[10]提出了下面的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型。

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2 \frac{f_1}{f_{co}} \quad (21)$$

$$\sigma = \begin{cases} E_c \epsilon - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f_{co}} \epsilon^2 & (0 \leq \epsilon \leq \epsilon_t) \\ f_{co} + E_2 \epsilon & (\epsilon_t \leq \epsilon \leq \epsilon_{cc}) \end{cases} \quad (22)$$

其中

$$\epsilon_t = \frac{2f_{co}}{(E_c - E_2)} \quad (23)$$

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 2 \frac{\sigma_{Ru}}{f_{co}} \text{ 或 } \frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.3 \frac{\sigma_{Rua}}{f_{co}} \quad (24)$$

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1.75 + 5.53 \left(\frac{E_{frp} t_{frp} R}{E_{seco}} \right) \left(\frac{\epsilon_f}{\epsilon_{co}} \right)^{1.45} \quad (25)$$

$$\text{或 } \frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1.75 + 12 \left(\frac{E_{frp} t_{frp}}{E_{seco} R} \right) \left(\frac{\epsilon_{h,rup}}{\epsilon_{co}} \right)^{1.45} \quad (26)$$

$$\sigma_{Ru} = \frac{E_f t_{frp}}{R} \epsilon_f \quad (27)$$

$$\sigma_{Rua} = \frac{E_f t_{frp}}{R} \epsilon_{h,rup} \quad (28)$$

式中， E_{seco} 为未约束混凝土在峰值点的割线模量，

ϵ_f 为纤维增强聚合物材性试验中的断裂应变， $\epsilon_{h,rup}$ 为环向纤维增强聚合物在试件破坏时的实际断裂应变。

2009年 Lam 等^[11]提出了下面改进的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = \begin{cases} 1 + 3.5(\rho_k - 0.01)\rho_\epsilon & (\rho_k \geq 0.01) \\ 1.0 & (\rho_k < 0.01) \end{cases} \quad (29)$$

$$\frac{\epsilon_{cc}}{\epsilon_{co}} = 1.75 + 6.5\rho_k^{0.8}\rho_\epsilon^{1.45} \quad (30)$$

$$\sigma_c = \begin{cases} E_c \epsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f'_{co}} & (0 \leq \epsilon_c \leq \epsilon_t) \\ \begin{cases} f'_{co} + E_2 \epsilon_c & (\rho_k \geq 0.01) \\ f'_{co} - \frac{f'_{co} - f'_{cu}}{\epsilon_{cu} - \epsilon_{co}} (\epsilon_c - \epsilon_{co}) & (\rho_k < 0.01) \end{cases} & (\epsilon_t < \epsilon_c \leq \epsilon_{cu}) \end{cases} \quad (31)$$

式中， $\rho_k = \frac{E_{\theta t,eff} t_{frp}}{E_{seco} R_o}$ 为约束刚度比， $\rho_\epsilon = \frac{\epsilon_{ru}}{\epsilon_{co}}$ 为应变比。

1.4 双线性之间光滑连接、分段表达模型

双线性光滑连接、分段表达模型是目前采用较多的模型之一。一些研究者通过试验发现，纤维增强聚合物约束混凝土轴压曲线明显不同于主动约束、螺旋箍筋约束混凝土，认为用双线性光滑连接、分段表达式更适合描述纤维增强聚合物约束混凝土变形特性，如图5所示。该模型比双线性直接连接模型更加合理，考虑了在接近、达到未约束混凝土强度时试件的非线性变形特性，与材料真实变形性能更加接近。

2003年 Xiao 等^[15]提出了下面的双线性光滑连接模型。

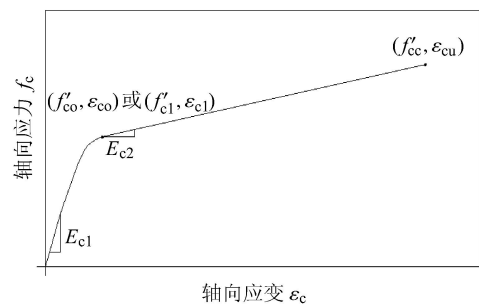


图5 双线性之间光滑连接型

当 $\sigma \leq f_0$ 时

$$\sigma = E_{co}\varepsilon + \frac{2E_1v_c^2\varepsilon}{1 + \frac{E_1}{E_{co}}(1 - v_c - 2v_c^2)} \quad (32)$$

当 $\sigma > f_0$ 时

$$\sigma = 1.1f_{co} + \left(4.1 - 0.75\frac{f_{co}^2}{E_1}\right) \cdot E_1 \left[0.0005 + 7\left(\frac{f_{co}}{E_1}\right)^{0.8}\right] \varepsilon \quad (33)$$

$$\frac{f_{cc}}{f_{co}} = 1.1 + \left(4.1 - 0.75\frac{f_{co}^2}{E_1}\right) \frac{f_1}{f_{co}} \quad (34)$$

$$\varepsilon_{cc} = \frac{\varepsilon_f - 0.0005}{7(f_{co}/E_1)^{0.8}} \quad (35)$$

式中, v_c 为混凝土初始泊松比, 可近似取 0.2.

1.5 三直线段模型

吴刚对纤维增强聚合物约束混凝土圆柱体无软化段时的应力 - 应变关系, 提出了一直上升的三折线模型^[20]. 第 1 段终点应力、应变值分别为 $0.7f_{co}$ 和 $\frac{0.7f_{co}}{E_{co}}$. 第 2 段终点应力、应变值分别为 $k_{\sigma 1}f_{co}$ 和 $k_{\varepsilon 1}\varepsilon_{co}$; 这里 $k_{\sigma 1} = 1 + 0.0002E_1$, $k_{\varepsilon 1} = 1 + 0.0004E_1$, E_1 为侧向约束刚度. 第 3 段终点即峰值点应力、应变值分别为 f_{cc} 和 ε_{cc} .

1.6 面向设计本构模型曲线的特点^[5]

有些学者认为纤维增强聚合物约束混凝土的上升段 I 与未约束混凝土相同, 即假定初始阶段混凝土膨胀变形小, 纤维增强聚合物约束应力小, 因此纤维增强聚合物对混凝土初期强度、应变的增强作用可忽略不计^[9,21]. 其他模型^[8,10,12,14,18-19,21-26]考虑了纤维增强聚合物对膨胀初期的增强作用, 认为在第 1 阶段接近结束时, 混凝土膨胀裂缝扩展、横向变形较大, 纤维增强聚合物的约束作用已逐渐被激活. 反过来, 纤维增强聚合物约束应力阻止了混凝土刚度的退化, 阻止混凝土受压构件丧失整体性. 这种约束机制, 使得混凝土在初期变形之后有一个弹塑性发展过程, 曲线进入了第 2 阶段. 若纤维增强聚合物约束作用大于混凝土性能衰减阈值, 则纤维增强聚合物可对核心混凝土提供有效约束作用, 纤维增强聚合物限制了核心混凝土的横向膨胀, 试件仍能保持一定的刚度抵抗载荷, 曲线段 II 呈现了硬化特征; 若约束作用力小于该阈值, 纤维增强聚合物无法提供足够约束力, 随着载荷增加, 试件整体刚度退化, 丧失承载能力, 曲线段 II 呈现软化特征. 目

前人们研究较多的是曲线段 II 为硬化型, 这时极限应变与抗压强度在同一点, 且抗压强度、极限应变明显大于未约束混凝土. 对于软化型曲线, 当应力达到峰值后, 曲线开始下降, 抗压强度出现在纤维增强聚合物断裂前, 即试件破坏时应力小于峰值应力, 如图 6 所示. 当破坏时应力大于未约束混凝土强度, 仍认为纤维增强聚合物有增强作用. 当约束较弱时, 试件破坏时应力可能小于未约束混凝土强度值, 这种不充分的约束, 在设计中应避免. 欲使纤维增强聚合物约束混凝土曲线两段均为上升型, 以发挥纤维增强聚合物的侧向约束作用, 设计时应确定合理的约束量, 使侧向约束力不应过小.

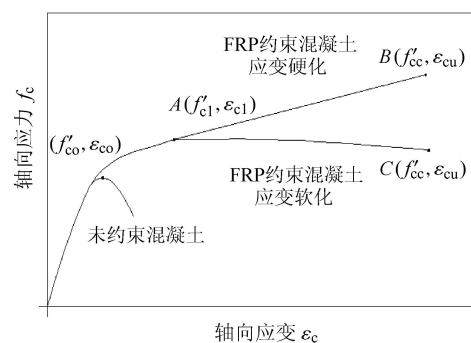


图 6 约束混凝土的变形曲线

在约 60 个设计用模型中, 有 26 个模型, 给出了约束混凝土的强度和极限应变的表达式. 强度与极限应变的预测精度, 主要依靠于回归公式所依据的试验数据的量和可信性. 许多模型中关于极限状态约束应力的计算, 假定约束试件纤维增强聚合物断裂时的应变为纤维增强聚合物拉伸极限强度, 应力为其拉伸强度. 事实上试件破坏时纤维增强聚合物拉应力小于纤维增强聚合物拉伸强度, 作者通过大量试验证实了这一点. 要科学描述纤维增强聚合物约束混凝土本构及破坏时纤维增强聚合物的应力、应变, 需要合理确定纤维增强聚合物实际环向拉应变/拉应力值.

Samaam 等^[7], Saafi 等^[8] 和 Toutanji^[23] 在计算约束混凝土极限应变时, 考虑了破坏时纤维增强聚合物的约束刚度. 纤维增强聚合物破坏时刚度对约束混凝土本构亦有影响.

2 面向理论分析本构模型^[5]

基于力的平衡、变形协调原理建立的面向理论分析用本构模型, 主要用于分析外部纤维增强聚合

物约束力与内部混凝土之间的相互作用. 用逐步稳定增量法计算纤维增强聚合物约束混凝土的应力-应变曲线, 可预测不同约束材料下混凝土的本构, 其通用性、适用性比设计用模型强. 面向理论分析用模型的基本假定是: 变形曲线与应力路径无关, 无论主动、被动约束, 只要环向约束应力相同, 则轴向变形相同. Xiao 等 [27] 试验研究了纤维增强聚合物约束高强混凝土的全曲线, 发现纤维增强聚合物约束高强混凝土全曲线与应力路径无关假定存在一定的偏差, 且纤维增强聚合物约束素高强混凝土的约束效率低于主动约束素高强混凝土. Xiao 等认为对于高强混凝土或约束较小的普通混凝土, 其变形全曲线与加载路径有关. 对于主动约束, 在加载初期, 恒定约束应力的存在阻止了混凝土微裂纹的扩展; 但纤维增强聚合物约束混凝土, 只有当轴向应力接近未约束混凝土强度时, 才产生环向约束, 这种不利的加载路径, 影响了约束效果, 且当主动约束应力较低时, 采用应力路径无关假定, 会低估主动约束混凝土的约束效果. 面向理论分析用的纤维增强聚合物约束混凝土本构模型, 以主动约束 (静水压力) 下全曲线为基准曲线, 在获得了横向与轴向应变关系的前提下, 用逐步增量法确定全曲线. 求解过程如下, 见图 7.

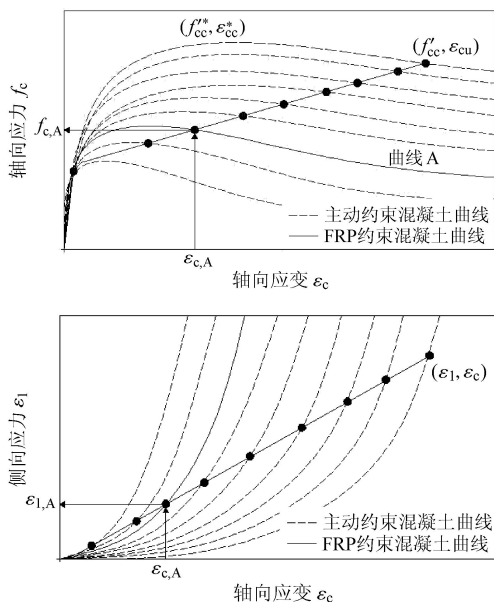


图 7 逐步增量法求解纤维增强聚合物约束混凝土本模型

给定初始轴向应变, 由膨胀比关系求出横向应变, 求得约束应力, 视该约束应力为主动约束应力, 在主动约束混凝土曲线簇中求出纤维增强聚合物约

束混凝土的轴向应力. 增大轴向应变, 用同样的方法, 可求得下一个轴向应力点, 这样逐步做下去, 直到环向拉应变等于极限应变, 将所求点用直线连接得到全曲线.

对于分析用本构模型, 建立合理的膨胀比公式十分重要. 目前大部分膨胀比公式是根据主动约束混凝土试验值拟合后得到的, 一些膨胀比公式是根据纤维增强聚合物约束混凝土轴压试验回归得到的.

目前, 纤维增强聚合物约束混凝土轴压试验, 其未约束混凝土强度小于 55 MPa, 仅有极少数学者研究了纤维增强聚合物约束高强混凝土的本构关系 [27]. 在 2100 个试验数值中, 包括了纤维增强聚合物缠绕加固和纤维增强聚合物管, 其中约大部分数据为纤维缠绕加固试件, 只有少数试件为纤维增强聚合物管混凝土. 纤维增强聚物品种包括了碳纤维、芳纶纤维、玻璃纤维和玄武岩纤维, 其中 420 个为碳纤维增强聚合物试件, 约 200 个为玻璃纤维增强聚合物约束试件, 约 60 个为芳纶纤维增强聚合物试件. 试件直径 50~600 mm, 绝大多数试件直径为 150 mm. 未约束混凝土强度为 7.2~55.0 MPa. 约束应力与未约束混凝土强度比介于 0.02 到 5.0 之间.

虽然已建立的分析用模型的通用性比设计用模型强, 但其预测精度不如设计用模型. 由于设计用模型是据试验数据拟合而来的, 因此其预测精度较高.

3 纤维增强聚合物对混凝土的约束应力

目前大多数实验者发现, 试件破坏时纤维增强聚合物发生断裂破坏, 不是纤维布发生脱粘破坏. 纤维增强聚合物对核心混凝土的侧向约束强度为 $f_1 = \frac{2f_{frp}t_{frp}}{D}$, 约束比 α 定义为纤维增强聚合物侧向约束强度与未约束混凝土轴压强度的比值, 即 $\alpha = \frac{f_1}{f_{co}}$.

但大多数试验, 包括本文作者进行的大量实验证明试件破坏时, 纤维增强聚合物中应力未达到其抗拉强度或只有部分纤维增强聚合物材料达到了抗拉强度. 滕锦光等总结了实际试件中纤维增强聚合物环向极限应变 $\varepsilon_{h,rupt}$ 与纤维增强聚合物材性试验中测得的极限抗拉强度之间的关系, 见表 1 [11]. 由表可见, 实际上纤维增强聚合物环向断裂时应变为其材料极限拉应变的 58.6%~85.1%. 这样实际约束应力 $f_{1,a}$ 见式 (36). 大量试验中约束比在 0.2~0.3 之间.

$$f_{1,a} = \frac{2E_{frp}t_{frp}\varepsilon_{h,rupt}}{D} \quad (36)$$

表 1 纤维增强聚合物实际环向极限应变实测值与纤维增强聚合物板拉伸极限应变试验值之比

纤维品种	试件数量	$\varepsilon_{h,rup}$ 平均值	$\varepsilon_{h,rup}/\varepsilon_{frp}$
碳纤维增强聚合物	52	0.014 8	58.6
高模碳纤维增强聚合物	8	0.004 5	78.8
芳纶纤维增强聚合物	7	0.022 3	85.1
玻璃纤维增强聚合物	9	0.028 2	62.4
平均	—	0.008 0	63.3

4 结束语

在大量文献基础上, 本文总结分析了各类纤维增强聚合物约束混凝土本构模型的优点和存在的不足, 并探讨了纤维增强聚合物约束混凝土轴压破坏机制, 比较了各类模型中应力-应变模型、极限应变和强度等计算方法的差异等, 讨论了影响本构模型的主要影响因素, 如纤维增强聚合物实际约束应力的计算、纤维增强聚合物实际破坏应变值的确定等, 为今后研究纤维增强聚合物约束混凝土本构模型提供了参考。

目前关于单一纤维约束普通混凝土本构模型研究较多, 关于混杂纤维布、混杂纤维增强聚合物管约束超高强度混凝土、高韧性纤维混凝土、高性能混凝土轴压破坏机制、压缩应力-应变关系、极限强度和极限变形的研究甚少; 对于纤维增强聚合物约束应力真实值的合理计算是目前需要研究解决的关键问题之一; 提高所建立本构模型的适用性、宽泛性是研究中关注的重点问题, 使所建立模型的适应性更强、预测精度更高, 以满足结构设计和非线性理论分析的需要。另外, 需要研究模型预测精度评价标准和方法, 以利于模型之间的对比与模型的选用。

参 考 文 献

- Farids MN, Khalili H. FRP-encased concrete as a structural material. *Magazine of Concrete Research*, 1982, 34(121): 191-202
- Ahmad SH, Khaloo AR. Behavior of concrete spirally confined by fiberglass filaments. *Magazine of Concrete Research*, 1991, 43(156): 143-148
- Saadatmanesh H, Ehsani MR, Li MW. Strength and ductility of concrete columns externally reinforced with fiber composite straps. *ACI Structural Journal*, 1994, 91(4): 434-447
- Zohrevand P, Mirmiran A. Behavior of ultra-high performance concrete confined by fiber-reinforced polymers. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2011, 23(12): 1727-1734
- Ozbakkaloglu T, Lim JC, Vincent T. FRP-confined con-

- crete in circular sections: review and assessment of stress-strain models. *Engineering Structure*, 2013, 49: 1068-1088
- Mirmiran A, Kargahi M, Samaan M, et al. Composite FRP-concrete column with bi-directional external reinforcement. In: Proc. of First International Conference on Composites in Infrastructure. Tucson, 1996
- Samaan M, Mirmiran A, Shahawy M. Model of concrete confined by fiber composites. *ASCE, Journal of Structural Engineering*, 1998, 124(9): 1025-1031
- Saafi M, Toutanji HA, et al. Behavior of concrete columns confining with fiber reinforced polymer tubes. *ACI Materials Journal*, 1999, 96(4): 500-509
- Spoelstra M. FRP-confined concrete model. *Journal of Composites for Construction*, 1999, 3(3): 143-150
- Teng JG, Jiang T, Lam L. Refinement of a design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete. *Journal of Composites for Construction*, 2009, 13(4): 269-278
- Lam L, Teng JG. Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete. *Construction and Building Materials*, 2003, 17(6): 471-489
- Pessiki S, Harries KA, Kestner JT, et al. Axial behavior of reinforced concrete columns confined with FRP jackets. *Journal of Composites for Construction*, 2001, 5(4): 237-245
- Ahmad SH, Shah SP. Complete triaxial stress-strain curves for concrete. *Journal of the Structural Division*, 1982, 108(4): 728-742
- Xiao Y, Wu H. Compressive behavior of concrete confined by carbon fiber composite jackets. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 2000, 12 (2): 139-146
- Xiao Y, Wu H. Compressive behavior of concrete confined by various types of FRP composites jackets. *J Reinf Plast Composite Jackets*, 2003, 22(13): 1187-1202
- Nanni A, Bradford NM. FRP jacketed concrete under uniaxial compression. *Construction and Building Materials*, 1995, 9(2): 115-124
- Richard RM, Abbott BJ. Versatile elastic-plastic stress-strain formula. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 1975, 101(4): 511-515
- Karbhari VM, Gao Y. Composite jacketed concrete under uniaxial compression verification of simple design equations. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 1997, 9(4): 185-193
- Miyauchi, Nishibayashi, Inoue. Estimation of strengthening effects with carbon fiber sheet for concrete column. In: Proceedings of the Third International Symposium (FRPRCS-3) on Non-Metallic (FRP) Reinforcement for Concrete Structures, Sapporo, 1997
- 吴刚, 吕志涛. FRP 约束混凝土圆柱无软化段时的应力-应变关系研究. *建筑结构学报*, 2003, 24(5): 1-9
- Matthys S, Toutanji H, Taerwe L. Stress-strain behavior of large-scale circular columns confined with FRP composites. *Journal of Structural Engineering*, 2006, 132(1): 123-133

呈线性变化, 升力系数斜率随着展弦比的增加而增大, 且增加的幅度随着马赫数的增加而降低; 3 种弹丸的俯仰力矩系数随着攻角的增加而负向增大, 随着马赫数的增大而负向减少, 且减少的趋势随着展弦比的增加而增大, 因此 A 型弹与 C 型弹俯仰力矩的差异在高马赫数下不大, 但是在低马赫数下较为明显; 3 种弹丸的压力中心位置随攻角的增大而减小, 随马赫数的增加而向弹丸头部方向移动; 当马赫数为 1.5 ~ 3.5, 攻角为 4° 时, C 型弹的升阻比较 B 型弹在 1.5 马赫数区域附近增加了 7% 以上, 当马赫数达到 2.5 以上时, A 型弹的升阻比大于 B 型弹和 C 型弹, 在 3.5 马赫数区域附近 A 型弹的升阻比较 B 型弹增加了 5.4% 以上。

由于 C 型弹在 1.5 马赫区域附近静稳定裕度既能满足飞行稳定性要求, 升阻比又大于 A 型弹和 B 型弹, 故 C 型弹适合在马赫数 1.5 条件下飞行。在马赫数 2.5 区域附近, A 型弹的升阻比大于 B 型弹和 C 型弹, 并且其静稳定裕度大于 8%, 所以 A 型弹适合在马赫数 2.5 条件下飞行。虽然 C 型弹的静稳定裕度在马赫数 3.5 区域附近大于其他两种弹丸, 但是其升阻比最小, 而 A 型弹的静稳定裕度又小于 5%, 因此 B 型弹更适宜在马赫数 3.5 条件下飞行。

本文针对小长径比大展弦比的尾翼弹在不同展弦比下超音速流动中的气动力特性进行了对比、分析和研究, 为工程设计人员提供了参考。基于本文的研究工作, 下一步将开展该尾翼弹的飞行动稳定性分析, 进一步为工程设计提供理论依据。

参 考 文 献

- 1 Mark Costello, Stephen Gatto, Jubaraj Sahu. Using computational fluid dynamics-rigid body dynamic (CFD-RBD) results to generate aerodynamic models for projectile flight simulation, AD 2007-4270, 2007
- 2 谢志敏, 杨树兴, 陈伟. 大长径比卷弧尾翼火箭弹气动特性数值研究. 固体火箭技术, 2009, 32(6): 596-599
- 3 吴小胜. 折叠式主弹翼气动特性研究. 北京理工大学学报, 2010, 30(9): 24-27
- 4 周岭, 赵协和, 宋书恒等. 极小展弦比背鳍气动特性研究. 实验流体力学, 2012, 26(1): 21-24
- 5 武频, 赵润祥, 郭锡福. 双组尾翼弹气动特性计算与分析. 空气动力学学报, 2002, 20(4): 411-415
- 6 阎超, 于剑, 徐晶磊等. CFD 模拟方法的发展成就与展望. 力学进展, 2011, 41(5): 562-589
- 7 Mani M, Cary A. A structured and hybrid unstructured grid Euler and Navier-Stokes solver for general geometry. AIAA 2004-1103, 2004
- 8 闫超. 计算流体力学方法及应用. 北京: 北京航空航天大学出版社, 2006.
- 9 Liou MS. A further development of the AUSM+ scheme towards robust and accurate solutions for all speeds. AIAA 2003-4116, 2003
- 10 陶如意, 江坤, 赵润祥等. 超音速子母弹开舱后流场特性研究. 计算物理, 2010, 27(1): 51-58
- 11 Menter FR. Improved two-equation $k-\omega$ turbulence models for aerodynamic flows. NASA TM 103975, 1992.
- 12 安德森约翰 D. 计算流体力学基础及其应用. 北京: 机械工业出版社, 2007
- 13 华东工学院. 标准弹模型跨超音速测力试验报告. 南京: 华东工学院, 1985
- 14 臧国才, 李树常. 弹丸空气动力学. 北京: 国防工业出版社, 1989
- 15 李建平, 白春华. 母弹飞行稳定性及尾部流场分析. 航空动力学报, 2010, 25(1): 107-113
- 16 徐明友. 火箭外弹道学. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学出版社, 2004

(责任编辑: 刘希国)

(上接第 39 页)

- 22 Teng JG, Jiang T, Lam L, et al. Refinement of a design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete. *Journal of Composites for Construction*, 2009, 13(4): 269-278
- 23 Toutanji H. Stress-strain characteristics of concrete columns externally confined with advanced fiber composite sheets. *ACI Materials Journal*, 1999, 96(3): 397-404
- 24 Xiao Y, Wu H. Compressive behavior of concrete confined by various types of FRP composite jackets. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2003, 22(13): 1187-1201
- 25 Wu HL, Wang YF, Yu L, et al. Experimental and computational studies on high-strength concrete circular columns confined by aramid fiber-reinforced polymer sheets. *Journal of Composites for Construction*, 2009, 13(2): 125-134
- 26 Wu H, Wang Y. Experimental study on high-strength concrete short columns confined with AFRP sheets. *Steel Composite Structure*, 2010, 10(6): 501-516
- 27 Xiao QG, Teng JG, Yu T. Behavior and modeling of confined high-strength concrete. *Journal of Composites for Construction*, 2010, 14(3): 249-259

(责任编辑: 刘希国)