

考虑拉伸刚化效应的纤维网格增强超高性能混凝土弯曲性能

姚一鸣^{1,2,3}, 陈 璨¹, 翟梦超¹, 孙元锋¹, 鲁 聪¹, 钟 锐^{1,2,3}, 王景全^{1,2,3}

(1. 东南大学土木工程学院, 南京 211189; 2. 东南大学桥梁研究中心, 南京 210096; 3. 东南大学, 爆炸安全防护教育部工程研究中心, 南京 210096)

摘 要: 纤维网格增强超高性能混凝土(TR-UHPC)利用短切钢纤维与连续纤维网格协同增强机制进一步提高超高性能混凝土(UHPC)力学性能和应变硬化效应。为研究 TR-UHPC 薄板的弯曲性能及其设计方法,开展了四点弯曲试验,分析了钢纤维和纤维网格的协同增强增韧效应。在此基础上,提出了基于拉伸模型和弯曲模型的 TR-UHPC 弯曲构件设计方法,并分析了拉伸刚化效应对 TR-UHPC 构件受弯性能的影响。研究表明,TR-UHPC 薄板的受弯承载力随着钢纤维掺量及纤维网格层数的增加而增大,而多组试件在钢纤维掺量为 1.0%或 1.5%时达到最高弯曲强度,钢纤维用量可有效降低。弯曲模型计算结果与试验数据吻合较好,并能够匹配拉伸模型的计算结果,该方法可在材料已知的条件下对构件的承载力进行预测,或根据构件性能需求进行材料调配,实现从材料到构件的协同设计。

关键词: 纤维网格增强超高性能混凝土; 材料结构协同设计; 反向分析; 拉伸刚化; 弯曲性能

中图分类号: TQ175 文献标志码: A 文章编号: 0454-5648(2023)08-1938-12

网络出版时间: 2023-05-11



Flexural Properties of Textile Reinforced Ultra-High Performance Concrete with Tension-Stiffening Effect

YAO Yiming^{1,2,3}, CHEN Can¹, ZHAI Mengchao¹, SUN Yuanfeng¹, LU Cong¹, ZHONG Rui^{1,2,3}, WANG Jingquan^{1,2,3}

(1. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 211189, China; 2. Bridge Engineering Research Center of Southeast University, Nanjing 210096, China; 3. Engineering Research Center of Safety and Protection of Explosion & Impact of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: Textile reinforced ultra-high performance concrete (TR-UHPC) utilizes the synergistic reinforcing mechanism of short steel fibers and textile to further improve the mechanical properties and strain hardening effect of ultra-high performance concrete (UHPC). To investigate the flexural properties of TR-UHPC and synergistic effects of textile and steel fibers, four-point bending tests were conducted. A design method for TR-UHPC flexural members based on a tension-stiffening model and a bending model was proposed. The effect of tension-stiffening on the flexural responses of TR-UHPC was analyzed. The results show that the flexural capacity of TR-UHPC specimens increases with the increase of steel fiber dosage. The maximum flexural strength can be obtained at a steel fiber volume fraction of 1.0% or 1.5%, indicating that the content of steel fiber can be effectively reduced. The prediction data by the proposed model are in reasonable agreement with the experimental results. The proposed model can be used to predict the load capacity of TR-UHPC flexural member with given materials, or guide the material design according to the demands of structural performance.

Keywords: textile reinforced ultra-high performance concrete; synergistic design of material and structure; inverse analysis; tension-stiffening; flexural performance

收稿日期: 2022-10-08。 修订日期: 2022-11-03。

基金项目: 国家自然科学基金项目(52278245, U1934205, 52278157);
中国交通建设集团有限公司院士专项科研经费项目
(YSZX-01-2022-02-B)。

第一作者: 姚一鸣(1988—), 博士, 副教授。

通信作者: 王景全(1976—), 博士, 教授。

Received date: 2022-10-08. Revised date: 2022-11-03.

First author: YAO Yiming (1988—), male, Ph.D., Associate Professor.

E-mail: yiming.yao@seu.edu.cn

Correspondent author: WANG Jingquan (1976—), male, Ph.D., Professor.

E-mail: wangjingquan@seu.edu.cn

近年来土木工程结构日益朝着轻量化、高层化、大跨化等诸多方面发展,国家提出了工程结构需要优异的耐久性能、绿色低碳等一系列新的发展目标与要求。在此背景下,超高性能混凝土(UHPC)成为当前的研究热点之一。UHPC 的使用能够提高混凝土结构的使用年限、降低工程维护成本、节约资源和能源、降低碳排放^[1-3]。与普通混凝土或高性能混凝土相比,UHPC 具有优越的抗拉、抗弯和抗裂性能,可有效降低结构自重,且适合作为工程结构的受弯构件,已广泛应用于桥梁主梁结构、桥面结构、建筑屋盖、建筑幕墙等^[4]。然而 UHPC 也存在一些不足:由于 UHPC 中通常会掺加较高掺量的钢纤维,钢纤维易发生团聚从而不能充分发挥作用,会降低其拌合物的工作性能,增加浇筑施工难度^[5];且虽然 UHPC 具有一定的应变硬化响应,其裂后性能对结构韧性和灾害后功能的恢复具有积极意义,但其极限应变仍然相对较小^[6-7]。

纤维网格增强混凝土(TRC)使用了连续的高性能纤维网格对混凝土进行增强。试件不仅呈现多缝开裂,且网格在径向和纬向可对试件进行双向增强,其混凝土保护层厚度仅需满足必需的锚固要求,适于制成薄壁轻质结构和对既有结构修复加固等^[8-10]。但 TRC 构件在极限荷载下的裂缝宽度和挠度较大,且存在应力集中而导致的脱黏现象,从而无法充分发挥纤维网格的极限承载能力^[11]。研究表明,混凝土在采用短切纤维与纤维网格混合增强后的抗裂能力和裂缝处荷载传递效率均得到了全面提升。董志芳等^[12]研究了纤维网格增强高延性混凝土单轴拉伸性能,指出聚乙烯醇纤维能有效地改善网格与基体的界面特性,提高网格利用率、复合材料的变形能力和极限承载力。朱德举等^[13]发现玄武岩网格增强 TRC 的强度和韧性随着钢纤维掺量的增加而持续增加。周臻等^[5]研究发现碳纤维网格能够显著提高对 UHPC 的抗拉性能,网格与 UHPC 基体间的黏结是保证其性能得以充分发挥的关键。黄政宇等^[14]研究发现掺入聚乙烯纤维后,碳纤维网格增强 UHPC 薄板的抗弯强度提高了 41.3%,峰值荷载对应的跨中挠度提高了 91.7%。Gong 等^[15]发现掺入 2%体积掺量的聚乙烯和聚对苯撑苯并双恶唑纤维后,碳纤维网格增强 TRC 的抗拉强度可分别提高 37.4%和 48.3%,且至多能够减小近 90%的最大裂缝宽度。Rossi 等^[16]研究并评估了使用 TRC 加固钢筋混凝土梁对其抗弯性能提升效果,发现向加固层添加短分散钢纤维可防止或显著减少梁的层间剪切现象。

本工作制备了纤维网格增强超高性能混凝土(TR-UHPC)并研究了其拉伸刚化效应^[7],利用纤维网格和短切钢纤维之间的协同增强机制,使材料具备稳定的拉伸应变硬化和多缝开裂特性,且裂后刚度、抗拉强度和极限应变相较普通 UHPC 显著提升,在保证力学性能的情况下可有效降低钢纤维掺量。同时提出了基于有限差分法的数值模型,考虑了 TR-UHPC 拉伸过程中基体强度、纤维网格性能、网格-基体粘结滑移本构和钢纤维桥联等作用。该模型为计算优化配比和实现基于纤维协同作用的 TR-UHPC 基本性能设计提供了有效依据。

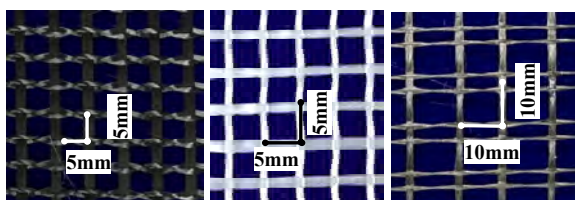
为了充分利用 TR-UHPC 的力学性能和进一步推广其在结构中的应用,选取合适的分析方法和设计准则是必要条件。传统纤维网格增强混凝土符合典型的三段式模型^[17],在进行拉伸理论分析时常采用描述脆性基体复合材料多裂纹行为的 Aveston-Cooper-Kelly 模型,但该模型在抗拉强度和延性的预估上仅基于纤维网格自身的承载力和变形,无法考虑掺入短纤维对 TRC 裂后力学性能的影响。ACI549.4R-13 指南^[18]中也给出了 TRC 材料拉伸应力-应变关系的双线性简化模型。近年来各类新型复合材料的出现对结构构件设计方法提出了新的要求。此前,已有多位学者提出了纤维增强混凝土(FRC)的弯曲模型,包括 Zhang 等^[19]在临界裂纹截面应力平衡的基本假定上,根据应力-裂缝宽度关系而提出的 FRC 材料挠曲特性的半解析模型;Oliveira 等^[20]据 FRC 缺口梁的弯曲响应得到用于计算轴向拉伸时材料的应力-裂缝宽度响应的反向分析法;López 等^[21]提出基于弯曲响应的 UHPC 材料拉伸本构反向分析法,得到 UHPC 理想弹性压缩本构及三线型或四线型拉伸本构;Zijl 等^[22]基于等效应力假设提出的计算钢纤维增强混凝土梁抗弯能力的理论模型。Soranakom 等^[23]基于三线型拉伸本构和理想弹塑性压缩本构模型建立了 FRC 拉伸与弯曲响应的关联分析法,使用闭合形式的弯矩-曲率方程来获得荷载-挠度关系解析解,为正向计算构件响应和结构设计提供便捷;同时,该方法可从弯曲试验数据反向分析得到拉伸本构关系,可用于更为精细的非线性有限元模拟。李安令等^[24]提出据可体现应变硬化和软化行为的四线型拉伸本构而模拟高韧性水泥基复合材料的弯曲响应。Mobasher 等^[25-26]、Yao 等^[27-28]将该类方法推广到了使用 UHPC、TRC 及钢筋增强纤维混凝土等应变硬化和应变软化材料的结构构件的分析和设计中。

目前针对 TR-UHPC 材料弯曲力学性能和模拟计算的相关研究仍然较少。为进一步推广 TR-UHPC 在受弯构件中的应用,研究了 TR-UHPC 薄板的荷载–挠度响应,考虑了 3 种由不同类别纤维网格增强的 UHPC,研究了网格层数及钢纤维掺量对构件的影响,提出了基于拉伸模型和弯曲模型的 TR-UHPC 受弯构件设计路径,通过试验结果对模型进行验证,并开展参数分析,揭示拉伸刚化效应对 TR-UHPC 构件弯曲性能的影响规律,为 TR-UHPC 在受弯构件中的应用和设计提供依据。

1 实验

1.1 原材料

研究了以 3 种纤维网格为增强材料的 TR-UHPC。图 1 所示分别为碳纤维网格、高锆耐碱玻璃纤维网格和玄武岩纤维网格。其力学性能指标见表 1。同时考虑 4 种不同钢纤维体积掺量(0.5%、1.0%、1.5 和 2.0%)对其弯曲性能的影响。采用江苏苏博特新材料股份有限公司提供的 UHPC 预混料(SBT®-HDC),使用平直钢纤维,长度为 13 mm,长径比为 65。实验测得 UHPC 弹性模量为 48 GPa,抗压强度为 124.3 MPa。



(a) Carbon textile (b) Glass textile (c) Basalt textile

图 1 高性能纤维网格

Fig. 1 High-performance textiles

表 1 纤维网格性能参数

Table 1 Properties and geometry of textiles

Type of textile	Grid size/ mm×mm	E/GPa	σ_b /MPa	δ /%	A/mm ²
Carbon	5×5	286	3 431	2.80	0.06
Glass	8×8	83	1 641	1.98	0.12
Basalt	10×10	61	1 694	2.77	0.17

E: Modulus of elasticity; σ_b : Tensile strength; δ : Elongation at break; A: Cross sectional area of single yarn.

采用的弯曲矩形薄板试件截面宽为 50 mm,厚度 12.5 mm,板长 300 mm,净跨长 270 mm。本研究设置了网格种类、网格层数、钢纤维体积掺量 3 个试验参数,共计 16 组,每组 3 个试件。其中,碳纤维网格等间距沿试件全跨铺设,层数设置为 2 层(层

间距 4.17 mm)或 3 层(层间距 3.125 mm),玻璃纤维和玄武岩纤维网格层数均为 3 层,此外,设置了 4 种不同钢纤维体积掺量,包括 0.5%、1%、1.5%以及 2%。试件制备采用层铺工艺,试件浇筑及网格铺设方式同文献[7]。试件以增强类型、纤维网格类型和层数,以及钢纤维掺量命名,U 表示普通 UHPC 试件,T 表示 TR-UHPC 试件,S 表示钢纤维,C、G、B 分别表示碳纤维、玻璃纤维和玄武岩纤维网格。例如编号 U-S0.5 表示钢纤维体积掺量为 0.5% 的普通 UHPC 试件;T-C3-S1.0 表示铺设 3 层碳纤维网格且钢纤维体积掺量为 1.0% 的 TR-UHPC 试件。

表 2 弯曲试件组别

Table 2 Bending test specimens

Type of textile	Steel fiber volume fraction, ϕ_f /%	Number of textile layer
Carbon (C)	0.5, 1.0, 1.5, 2.0	2, 3
Glass (G)	0.5, 1.0, 1.5, 2.0	3
Basalt (B)	0.5, 1.0, 1.5, 2.0	3

1.2 TR-UHPC 弯曲试验

采用电子万能试验机,其最大量程为 50 kN,采用四点弯曲的加载方式,测试跨度为 270 mm。加载采用位移控制,加载速率为 1 mm/min。跨中挠度由 LVDT 测量。

2 结果与讨论

2.1 荷载–挠度曲线

各组试件均呈现出显著的弯曲硬化现象,表现出较大的弯曲变形和承载力。图 2 为 UHPC 和 TR-UHPC 试件的弯曲荷载(P)–挠度(Δ)曲线(以 2% 钢纤维体积掺量和碳纤维网格为例)。可以看到在 UHPC 薄板中加入纤维网格后,TR-UHPC 试件的极限承载力及延性均得到了显著提高,且荷载–挠度曲线呈现出典型的 3 个阶段。阶段 I: 弯曲荷载随挠度的增长线性增大,此阶段 TR-UHPC 试件尚未开裂,UHPC 基体和钢纤维及纤维网格间无相对滑移,荷载由基体和纤维共同承担,当试件受拉区出现第 1 条裂缝时,试件抗弯刚度突降,阶段 I 结束。阶段 II: 弯曲硬化阶段,短纤维和纤维网格通过桥接作用在裂缝间传递拉力,荷载经纤维/基体界面向未开裂部分传递,当远离裂缝的基体重新达到开裂荷载时新裂缝产生,试件呈现多缝开裂模式,直至裂缝数量不再增加。另一方面,通过对比两者的曲线发现,钢纤维与纤维网格的贡献均随挠度增加而提升,而在 UHPC 达到极限承载力后 TR-UHPC 荷载继续增加,表明纤维网格的贡献仍在提高直

至峰值, 但此阶段曲线的刚度不断降低。

阶段III: 破坏阶段, 主裂缝处的纤维网络达到极限拉应变而逐步断裂, 裂缝处应力转而主要由钢纤维承受, 钢纤维贡献基本维持稳定, 较阶段 II 仅有小幅下降, 直至加载结束。此阶段 TR-UHPC 的抗弯承载力虽不断下降, 但仍高于 UHPC。

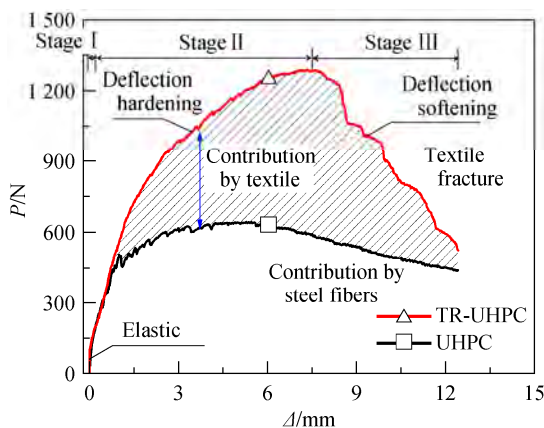


图 2 超高性能混凝土(UHPC)及纤维网络增强超高性能混凝土(TR-UHPC)荷载(P)—挠度(Δ)曲线

Fig. 2 Representative load (P)-deflection(Δ) curves of ultra-high performance concrete (UHPC) and textile reinforced ultra-high performance concrete (TR-UHPC) ($\phi_f=2\%$)

2.2 TR-UHPC 弯曲力学性能

TR-UHPC 的弯曲力学性能见表 3。玻璃纤维网络承载力低, 在钢纤维掺量较低时(0.5%), T-G3-S0.5 试件开裂后荷载的提升并不明显, 而挠度持续增加, 曲线的硬化段较为平缓, 玄武岩纤维网络也对试件延性大幅改善(图 3 和图 4)。而由于碳纤维网络自身较高的强度与延性, 其对应 TR-UHPC 的强度、延性和耗能值普遍显著提升。

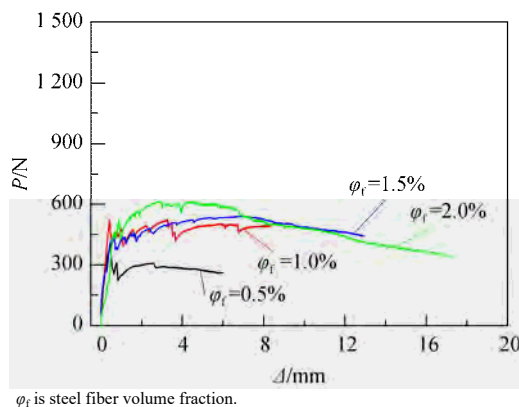
由表 3 可知: 3 层碳纤维增强 TR-UHPC 薄板的极限承载力高于 2 层。在 1.5% 钢纤维掺量下, 布置 2 层、3 层碳纤维网络的 TR-UHPC 弯曲强度相比于 UHPC 分别提高了 60.7% 和 112.7%。在钢纤维掺量较小($<1.5\%$)时, 网格层数的增加能使得 TR-UHPC 薄板的延性得到明显改善, 试件 T-C3-S1.0 的峰值荷载下挠度比 T-C2-S1.0 高 46.8%。此外, TR-UHPC 的弯曲耗能也得到了明显的提升, T-C3 比 T-C2 系列薄板的弯曲耗能高 8.5%~42.9%。弯曲性能的改善一方面是由于较小的网格间距使得分层浇筑时 UHPC 中短纤维朝向更趋向于拉伸平面内受力方向, 短纤维利用率进一步提升^[7]; 另一方面, 网络中的连接点(或交叉点)增加使得试件的应力分布更为均匀^[29]。

短切钢纤维的阻裂作用能够延缓宏观裂缝的产生, 故弯曲试件的开裂应力会随着钢纤维掺量增多而提高, 如图 5a 所示。但在钢纤维掺量从 1.5% 提升至 2.0% 时, 试件开裂应力的增幅减缓。其原因如文献[30–31]中所述, 纤维分散效果在掺量较高时变差, 混凝土初始缺陷增多, 对薄板承载力的不利影响在一定程度上抵消了其阻裂和增强作用。

表 3 TR-UHPC 弯曲力学性能
Table 3 Flexural properties of TR-UHPC

Samples	σ_0 /MPa	$\sigma_{\max}$ /MPa	δ_{peak} /mm	E_{tot} /(N·m)
U-S0.5	15.86 (0.45)	15.86 (0.46)	0.56(0.15)	0.15(0.02)
U-S1.0	17.64 (1.18)	18.30 (2.22)	3.59(4.07)	2.16(2.67)
U-S1.5	14.62 (0.66)	17.50 (3.49)	5.55(3.54)	2.65(1.82)
U-S2.0	13.57 (1.69)	18.89 (4.39)	4.76(0.39)	2.61(0.61)
T-C2-S0.5	8.14 (1.11)	22.01 (2.72)	10.92(1.65)	5.38(0.77)
T-C2-S1.0	12.49 (0.42)	26.01 (0.96)	9.28(0.60)	6.19(0.32)
T-C2-S1.5	13.46 (0.93)	28.13 (3.51)	10.27(2.02)	6.22(2.48)
T-C2-S2.0	13.82 (0.71)	30.28 (3.22)	11.08(0.07)	7.51(1.24)
T-C3-S0.5	7.24 (0.15)	28.92 (2.97)	13.99(1.39)	7.69(1.35)
T-C3-S1.0	10.29 (0.4)	32.63 (1.47)	13.62(1.49)	8.41(0.31)
T-C3-S1.5	14 (0.87)	37.22 (1.90)	10.72(0.82)	8.84(1.74)
T-C3-S2.0	14.53 (0.55)	34.18 (2.11)	8.06(1.27)	8.15(1.32)
T-G3-S0.5	7.52 (2.05)	12.57 (0.97)	6.99(1.35)	2.53(0.38)
T-G3-S1.0	8.68 (1.37)	16.27 (2.36)	7.20(0.56)	2.78(0.50)
T-G3-S1.5	10.92 (1.71)	25.04 (0.81)	7.62(0.85)	4.28(0.24)
T-G3-S2.0	11.57 (1.53)	28.31 (1.17)	7.05(1.37)	4.96(0.80)
T-B3-S0.5	6.9 (2.01)	17.56 (1.21)	8.84(1.35)	3.58(0.10)
T-B3-S1.0	8.92 (1.05)	24.18 (1.71)	11.31(1.41)	5.93(1.46)
T-B3-S1.5	10.37(0.08)	24.19 (0.67)	8.97(2.15)	4.94(1.07)
T-B3-S2.0	12.01 (0.49)	30.52 (1.34)	9.37(0.58)	6.06(0.27)

σ_0 : First cracking stress; $\sigma_{\max}$: Flexural strength; δ_{peak} : Deflection at peak; E_{tot} : Total energy absorption; Values in parenthesis indicate the standard deviation.

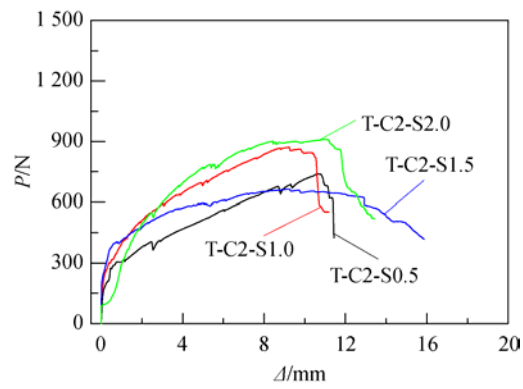


ϕ_f is steel fiber volume fraction.

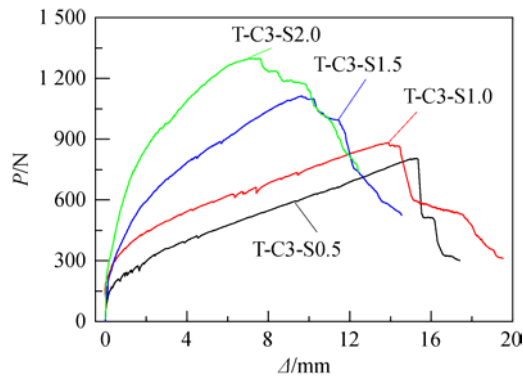
图 3 UHPC 荷载—挠度曲线

Fig. 3 Load-deflection curves of UHPC specimens

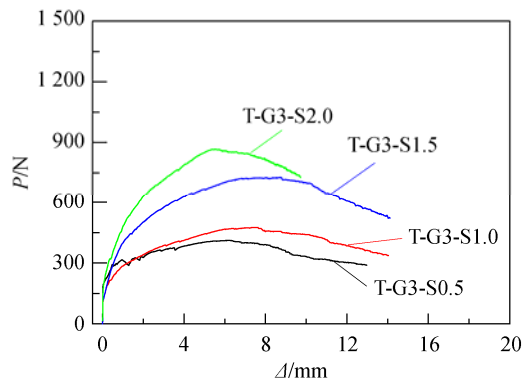
如图 5b 所示, 3 种系列 TR-UHPC 的峰值荷载随钢纤维掺量的增加而增加。当钢纤维掺量从 0.5% 升至 1.5% 时, T-C3 系列试件的峰值荷载提升幅度



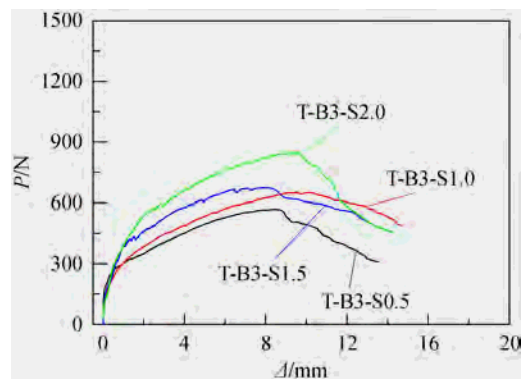
(a) TR-UHPC with 2 layers of carbon textiles



(b) TR-UHPC with 3 layers of carbon textiles

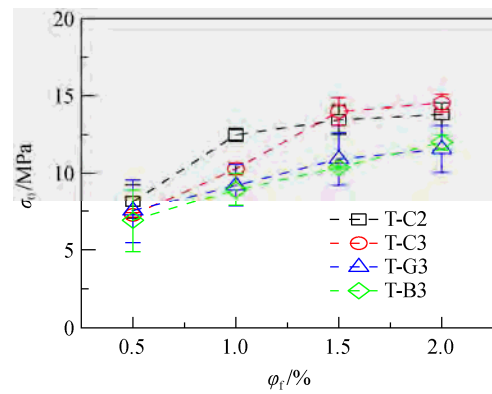


(c) TR-UHPC with 3 layers of glass textiles

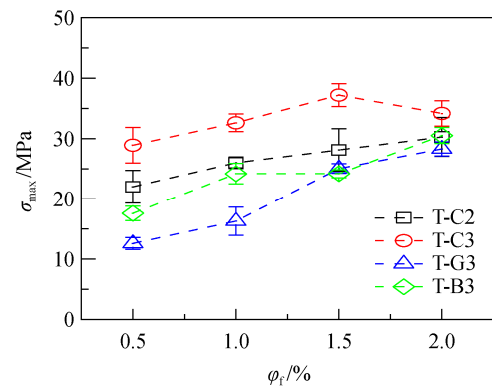


(d) TR-UHPC with 3 layers of basalt textiles

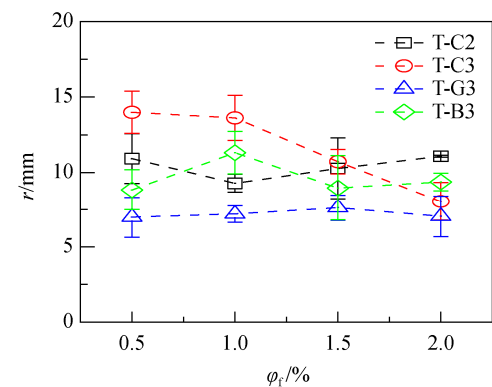
图4 TR-UHPC 试件荷载–挠度曲线
Fig. 4 Load–deflection curves of TR-UHPC specimen



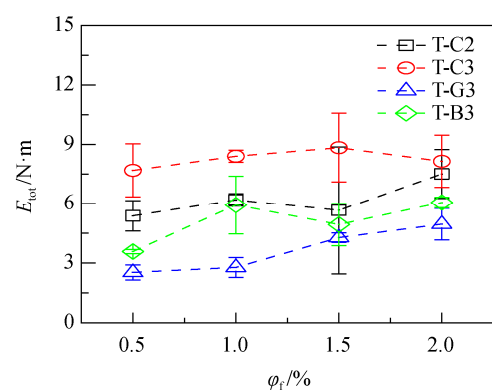
(a) First cracking stress



(b) Flexural strength



(c) Deflection at peak



(d) Energy absorption

图5 TR-UHPC 试件弯曲力学性能
Fig. 5 Flexural properties of TR-UHPC specimens

与 T-C2 系列试件基本一致,但在钢纤维掺量为 2.0% 时, T-C3 系列试件的峰值荷载出现了下降,这也是由于纤维网格间距减小的情况下较高掺量钢纤维分散不均匀而导致的。钢纤维掺量从 1.0% 升至 1.5% 对 T-G3 系列试件抗弯强度的提升更高,试件 T-G3-S1.5 的抗弯强度比 T-G3-S1.0 提升了 53.9%。在钢纤维掺量从 0.5% 升至 1.0% 时, T-B3 系列试件抗弯强度的提升幅度最大,而 T-B3-S1.5 的抗弯强度与 T-B3-S1.0 大致相当。

图 5c 为不同钢纤维掺量的 TR-UHPC 峰值荷载下的挠度。T-C2 和 T-C3 系列试件均在钢纤维掺量为 0.5% 时取得最佳延性。较低的钢纤维掺量下弯曲裂缝的扩展程度较高,纤维网格在主裂缝处产生较大拉伸变形和界面滑移。高体积掺量的钢纤维阻裂作用进一步增强,试件形成细密裂缝,裂后弯曲刚度显著提升,在相同挠度下其承载力最高可达低纤维掺量试件的 2 倍以上,试件的延性相应地下降。T-G3 和 T-B3 系列试件在低配纤下的裂缝条数少于碳纤维系列试件,且局部裂缝较大,纤维网格在多缝形成前即发生破坏;钢纤维掺量较高时试件呈现多缝开裂的破坏形态,相较于碳纤维试件,钢纤维对 T-G3 和 T-B3 系列裂后刚度的提升有限,极限变形能力未见明显变化。

图 5d 为试件弯曲耗能,即荷载-跨中挠度曲线的包络面积,耗能情况是构件承载力与延性的综合考量指标。T-C3 系列和 T-B3 系列均在 1.0% 钢纤维掺量时表现出较好的耗能能力,而 T-C2 系列和 T-G3 系列均在钢纤维掺量为 2.0% 时达到最大耗能值,但总体变化较小。因此宏观来看,在 1.5% 钢纤维体积掺量基础上增多的 0.5% 对弯曲性能提升有限。以弯曲开裂应力为指标,试件在钢纤维掺量为 1.5% 时即可获得较好的效果;除 2 层碳纤维 TR-UHPC 在钢纤维掺量为 2.0% 时抗弯承载力最高外,3 层碳纤维、玻璃纤维、玄武岩纤维 TR-UHPC 均分别在钢纤维掺量为 1.5%、1.5% 和 1.0% 附近时达到最高承载力。

3 TR-UHPC 计算分析模型

TR-UHPC 的力学性能由 UHPC 材料组分、短切纤维、纤维网格及多重界面黏结等多种因素共同决定,影响机理复杂,性能指标变化范围大。本研究提出由材料到构件的 TR-UHPC 弯曲性能设计方法,理论计算主要基于拉伸模型和弯曲模型。其中拉伸模型在细观力学层面考虑 UHPC 性能、钢纤维

掺量、网格类型和层数以及界面黏结性能,基于有限差分法计算得到 TR-UHPC 拉伸本构。弯曲模型采用均匀化计算方法,使用基于细观力学得到的宏观拉伸本构关系作为模型的输入,以得到 TR-UHPC 的荷载-挠度响应。该方法不仅可以基于拉伸试验数据进行正向计算得到弯曲力学响应,也可基于弯曲试验数据进行反向分析得到拉伸本构,从而进行验证,并对材料组分提出需求。因此,该方法可在材料已知的条件下对弯曲构件的承载力进行预测,或根据所需矩形截面的构件强度和延性进行材料设计,方法流程如图 6 所示。

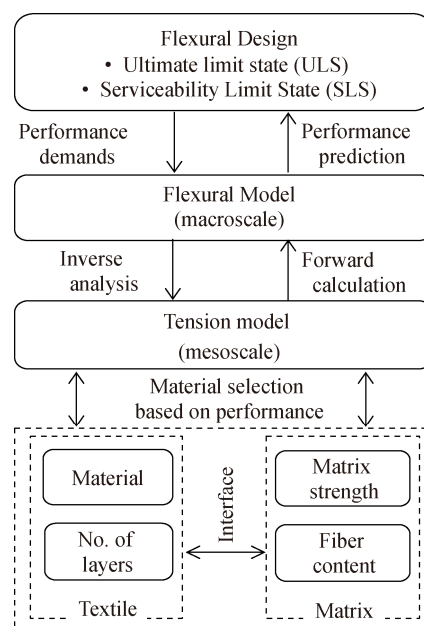


图 6 TR-UHPC 设计方法

Fig. 6 Design methodology of TR-UHPC

3.1 拉伸模型

TR-UHPC 的拉伸性能主要受基体开裂、短纤维的桥接作用、纤维网络的拉伸性能和纤维网格-UHPC 界面粘结性能等因素的共同影响。使用 Soranakom 和 Mobasher^[32-33]提出的 TRC 拉伸刚化模型,并考虑短纤维在裂缝处的传力作用,模拟 TR-UHPC 的拉伸响应。其开裂后的拉伸硬化行为主要考虑以下 4 种作用机理^[7]: 1) UHPC 基体开裂前的弹性模量和初裂应力; 2) 纵向纤维束的拉伸性能(应力-应变本构); 3) 纤维网格与 UHPC 基体界面的黏结性能(黏结-滑移本构); 4) 钢纤维跨缝传力作用(应力-裂缝宽度本构)(图 7)。

如图 8 所示,将 TR-UHPC 直拉试件简化为一维模型,黑色直线段即等效的纤维网格经向纤维束, UHPC 基体为灰色部分。试件一端固定,另

一端受力, 当拉应力高于开裂应力后, 试件上出现裂缝, 此后荷载通过纤维网格-UHPC 界面和钢纤维传递。黑点表示模型被等间隔划分的若干单元, 开裂后每个节点与基体的相对位移为此处纤维网格与 UHPC 基体的相对滑移量, 并作为未知量。节点的内部作用力包括纤维拉力、纤维网格-UHPC 基体的粘结作用力, 此外边界节点处还有外加载荷。以弹簧单元模拟施加在裂缝处节点上的钢纤维桥接力, 力的大小由节点相对滑移和本构关系确定。由此可以建立各节点的静力平衡方程, 通过非线性分析中迭代求解得到节点滑移, 进而求解相应的应力及应变响应, 完整的推导过程可参考文献[32–33]。

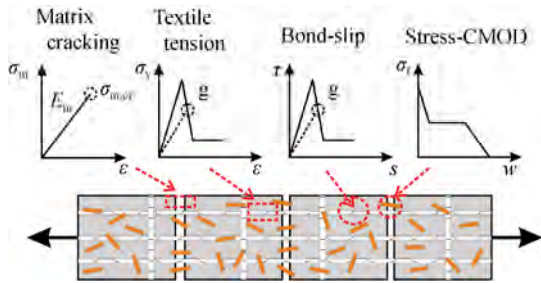


图 7 TR-UHPC 各组分本构关系^[6]

Fig. 7 Mechanical behavior of cracked TR-UHPC^[6]

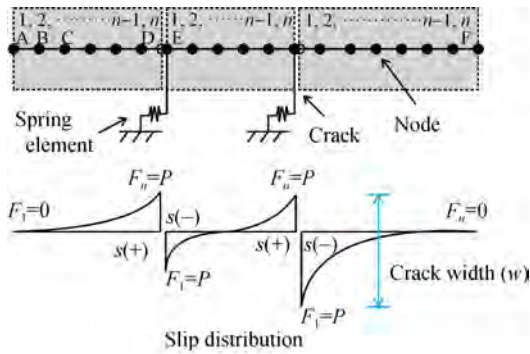


图 8 有限差分型和滑移分布示意^[6]

Fig. 8 Schematic of finite difference model and nodal slip^[6]

3.2 弯曲模型

采用 Soranakom 等^[23]提出的参数化解析模型, 基于宏观三线型拉伸本构和理想弹塑性压缩本构, 可得到全过程弯矩-曲率和荷载-挠度的解析解, 有效用于受弯构件设计。图 9 给出了 TR-UHPC 材料的本构模型。拉伸和压缩应力-应变关系分别如式(1)和式(2)所示。为简化计算, 选取抗拉弹性模量 E 与开裂拉伸应变 ε_{cr} 作为基准参数, 将上式各参数无量纲化, 并得到基于 7 个归一化参数的拉伸、压缩应力应变模型, 见式(3)、式(4)。

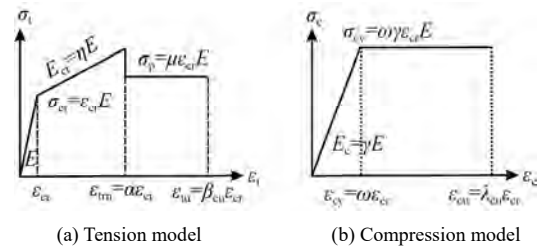
$$\sigma_t(\varepsilon_t) = \begin{cases} E\varepsilon_t & (0 \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{cr}) \\ E\varepsilon_{cr} + E_{cr}(\varepsilon_t - \varepsilon_{cr}) & (\varepsilon_{cr} \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{tm}) \\ \mu E\varepsilon_{cr} & (\varepsilon_{tm} \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{tu}) \\ 0 & (\varepsilon_t > \varepsilon_{tu}) \end{cases} \quad (1)$$

$$\sigma_c(\varepsilon_c) = \begin{cases} E_c\varepsilon_c & (0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cy}) \\ E_c\varepsilon_{cy} & (\varepsilon_{cy} \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}) \\ 0 & (\varepsilon_c > \varepsilon_{cu}) \end{cases} \quad (2)$$

$$\frac{\sigma_t(\beta)}{E\varepsilon_{cr}} = \begin{cases} \beta & (0 \leq \beta \leq 1) \\ 1 + \eta(\beta - 1) & (1 < \beta \leq \alpha) \\ \mu & (\alpha < \beta \leq \beta_{tu}) \\ 0 & (\beta_{tu} \leq \beta) \end{cases} \quad (3)$$

$$\frac{\sigma_c(\lambda)}{E\varepsilon_{cr}} = \begin{cases} \gamma\lambda & (0 \leq \lambda \leq \omega) \\ \gamma\omega & (\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}) \\ 0 & (\lambda_{cu} < \lambda) \end{cases} \quad (4)$$

式中: ε_t 为截面底部纤维的拉伸应变, ε_{tu} 为极限拉伸应变; $\beta = \varepsilon_t / \varepsilon_{cr}$ 和 $\beta_{tu} = \varepsilon_{tu} / \varepsilon_{cr}$ 分别为归一化的截面底部纤维拉伸应变和极限拉伸应变; E_{cr} 为裂后抗拉弹性模量; $\eta = E_{cr} / E$ 为归一化模量; σ_p 为残余拉伸强度, $\mu = \sigma_p / E\varepsilon_{cr}$ 为归一化残余拉伸强度; $\alpha = \varepsilon_{tm} / \varepsilon_{cr}$ 为归一化峰值拉伸应变(峰值拉应力对应应变); ε_c 为截面顶部纤维的压缩应变; ε_{tu} 为极限压缩应变; $\lambda = \varepsilon_c / \varepsilon_{cr}$ 和 $\lambda_{cu} = \varepsilon_{cu} / \varepsilon_{cr}$ 分别为归一化的截面顶部纤维压缩应变和极限压缩应变; E_c 为抗压弹性模量; $\gamma = E_c / E$ 为归一化抗压弹性模量; ε_{cy} 为压缩屈服应变; $\omega = \varepsilon_{cy} / \varepsilon_{cr}$ 为归一化压缩屈服应变。



(a) Tension model

(b) Compression model

图 9 TR-UHPC 材料力学本构

Fig. 9 Constitutive models for TR-UHPC materials

受弯构件的矩形截面在分析时根据应力转折点和中性轴位置进行划分, 分析过程采用以下假设: 1) 平截面假定; 2) 变形协调, 纤维或网格和基体应变一致; 3) 忽略剪切应变和剪切应力。基于上述假定, 将截面在受弯过程中 β 的变化分为 3 个阶段: 线弹性阶段($0 \leq \beta \leq 1$), 强化段($1 < \beta \leq \alpha$)和残余应力阶段($\alpha < \beta \leq \beta_{tu}$)。根据混凝土在受压区的变形参数 λ , 再将后 2 个阶段分为 2 种情况: 受压区基体处于弹性的阶段($0 \leq \lambda \leq \omega$), 受压区混凝土进入塑性变形的阶段($\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}$)。

由于应变沿截面高度呈线性分布, 顶部受压区的变形可采用 λ 表示为 $\lambda=k/(1-k)\beta$, k 为中性轴占截面高度比, 由此可以得到各阶段归一化曲率(φ')。根据静力平衡可计算截面归一化弯矩(M')。对于宽为 b , 高为 h 的矩形截面, 实际弯矩 M 和实际曲率 φ 由开裂弯矩 $M_{cr}=bh^2E\epsilon_{cr}/6$ 和开裂曲率 $\varphi_{cr}=2\epsilon_{cr}/h$ 分别乘以归一化参数得到, 表示为 $M=M'M_{cr}$ 及 $\varphi=\varphi'\varphi_{cr}$ 。各受弯阶段的 M' 、 φ' 及中性轴高度比 k 的表达式如下表 4 所示。给定截面尺寸的受弯试件在 β 从零增加至破坏的过程中, 根据表 4 中对应阶段的公式可计算得到试件的弯矩-曲率关系, 材料的最终破坏模式由 β_{tu} 和 λ_{cu} 确定。

表 4 各阶段中性轴高度比、归一化弯矩和曲率闭合解^[23]Table 4 Closed-form solutions of neutral axis depth ratio, normalized moment and curvature for each stage^[23]

Stage	k	M'	φ'
Stage 1 $0 < \beta \leq 1$	$k_1 = \begin{cases} \frac{1}{2} & \gamma = 1 \\ \frac{-1 + \sqrt{\gamma}}{-1 + \gamma} & \gamma < 1 \end{cases}$	$M'_1 = \frac{2\beta[(\gamma-1)k_1^3 + 3k_1^2 - 3k_1 + 1]}{1 - k_1}$	$\varphi'_1 = \frac{\beta}{2(1 - k_1)}$
Stage 2.1 $0 < \beta \leq \alpha$ $0 < \lambda \leq \omega$	$k_{21} = \frac{\beta^2\gamma + D_{21} - \sqrt{\gamma^2\beta^4 + D_{21}\gamma\beta^2}}{D_{21}}, k_{32} = \frac{D_{32}}{D_{32} + 2\omega\gamma\beta}$ $D_{32} = \omega^2\gamma + \eta\alpha^2 + 2(\mu\beta - \eta\alpha - \mu\alpha + \alpha) + \eta - 1$ $D_{21} = \eta(\beta^2 - 2\beta + 1) + 2\beta - \beta^2\gamma - 1$	$M'_{21} = \frac{(2\beta\gamma + C_{21})k_{21}^3 - 3C_{21}k_{21}^2 + 3C_{21}k_{21} - C_{21}}{1 - k_{21}}$ $C_{21} = \frac{-2\eta\beta^3 + 3\eta\beta^2 - 3\beta^2 - \eta + 1}{\beta^2}$	$\varphi'_{21} = \frac{\beta}{2(1 - k_{21})}$
Stage 2.2 $1 < \beta \leq \alpha$ $\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}$	$k_{22} = \frac{D_{22}}{D_{22} + 2\omega\gamma\beta}$ $D_{22} = \eta(\beta^2 - 2\beta + 1) + 2\beta + \omega^2\gamma - 1$	$M'_{22} = \frac{(3\omega\gamma + C_{22})k_{22}^3 - 2C_{22}k_{22}^2 + C_{22}}{\beta^2}$ $C_{22} = \frac{2\eta\beta^3 - 3\eta\beta^2 + 3\beta^2 - \omega^2\gamma + \eta - 1}{\beta^2}$	$\varphi'_{22} = \frac{\beta}{2(1 - k_{22})}$
Stage 3.1 $\alpha < \beta \leq \beta_{tu}$ $0 < \lambda \leq \omega$	$k_{31} = \frac{D_{31} - \sqrt{\gamma\beta^2 D_{31}}}{D_{31} - \beta^2\gamma}$ $D_{31} = \eta(\alpha^2 - 2\alpha + 1) + 2\mu(\beta - \alpha) + 2\alpha - 1$	$M'_{31} = \frac{(C_{31} - 2\beta\gamma)k_{31}^3 - 3C_{31}k_{31}^2 + 3C_{31}k_{31} - C_{31}}{k_{31} - 1}$ $C_{31} = \frac{3(\mu\beta^2 - \mu\alpha^2 - \eta\alpha^2 + \alpha^2) + 2\eta\alpha^3 + \eta - 1}{\beta^2}$	$\varphi'_{31} = \frac{\beta}{2(1 - k_{31})}$
Stage 3.2 $\alpha < \beta \leq \beta_{tu}$ $\omega < \lambda \leq \lambda_{cu}$	$k_{32} = \frac{D_{32}}{D_{32} + 2\omega\gamma\beta}$ $D_{32} = \omega^2\gamma + \eta\alpha^2 + 2(\mu\beta - \eta\alpha - \mu\alpha + \alpha) + \eta - 1$	$M'_{32} = \frac{(C_{32} + 3\omega\gamma)k_{32}^3 - 2C_{32}k_{32}^2 + C_{32}}{\beta^2}$ $C_{32} = \frac{3(\mu\beta^2 - \mu\alpha^2 - \eta\alpha^2 + \alpha^2) + 2\eta\alpha^3 - \omega^2\gamma + \eta - 1}{\beta^2}$	$\varphi'_{32} = \frac{\beta}{2(1 - k_{32})}$

4 拉伸刚化效应对弯曲响应的影响

4.1 模型验证

使用 Soranakom 等^[23]基于三线型拉伸本构和理想弹塑性压缩本构模型建立的拉伸与弯曲响应的关联分析法可根据弯曲模型对试验结果反向分析得到 TR-UHPC 拉伸应力-应变曲线, 与拉伸模型计算得出的拉伸本构进行对比, 相互验证, 为正向计算和构件设计提供依据。在文献[7]中, 已验证了拉伸模型对 6 层碳纤维网格增强 TR-UHPC 拉伸性能预测的准确性, 如图 10 所示, 而弯曲模型也通过不同类型的 TRC 材料进行了验证^[25]。

TR-UHPC 的拉伸性能参数比压缩本构对试件

依据 Soranakom 等^[23]给出的四点弯曲下曲率分布简化模型, 并利用弯矩面积法计算跨中挠度。对于四点弯曲试验, 其对应的梁开裂时跨中挠度 δ_{cr} 及跨中极限挠度 δ_u 可用式(5)、式(6)计算。曲率分布的计算过程中, 忽略剪切作用。

$$\delta_{cr} = \frac{23}{216} L^2 \varphi_{cr} \quad (5)$$

$$\delta_u = \frac{L^2}{216 M_u^2} \left[\left(23 M_u^2 - 4 M_u M_{cr} - 4 M_{cr}^2 \right) \varphi_u \right] + \left(4 M_u^2 + 4 M_u M_{cr} \right) \varphi_{cr} \quad (6)$$

式中: L 为跨度; φ_{cr} 为开裂曲率; φ_u 为极限曲率; M_{cr} 为开裂弯矩; M_u 为极限弯矩。

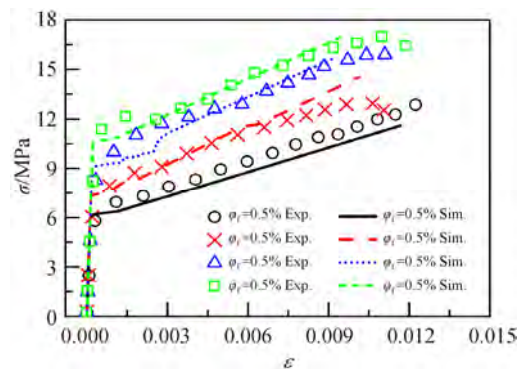


图 10 实测 6 层碳纤维 TR-UHPC 拉伸应力-应变关系与模拟曲线对比

Fig. 10 Comparison between experimental and simulated tensile stress-strain curves of TR-UHPC specimens with 6 layers of carbon textiles

荷载–挠度曲线的影响更大。较高纤维掺量的 TR-UHPC 呈现出显著的应变硬化特点,其弯曲响应主要受 3 个参数的影响:裂后模量 η 、峰值拉伸应变 α 以及裂后残余拉伸强度 μ , 其中 α 在受弯计算中影响力–挠度曲线峰值力对应的挠度大小, η 影响曲线强化段的倾斜程度, 并和 α 共同决定弯曲承载力。而随着 μ 值的增加, 模拟结果呈现出脆性特征向塑性特征的转变。

图 11 为 TR-UHPC 的四点弯曲模拟荷载–挠度曲线与试验结果对比, 纤维掺量、网格类型和力学性能指标等均能影响其材料本身以及构件的力学性能, 模型参数取值范围如下: $\omega=40.1$, $\lambda_{cu}=65$, $30 \leq \alpha \leq 200$, $50 \leq \beta_{tu} \leq 300$, $1.1 \leq \mu \leq 2.8$, $0.001 \leq \eta \leq 0.019$, $\gamma=1$ 。其弯曲模型具体模拟参数范围可参见表 5。整体上各组 TR-UHPC 试件由于表现出显著弯曲硬化特征, 开裂应力 $E\varepsilon_{cr}$ 和裂后模量 η 普遍随钢

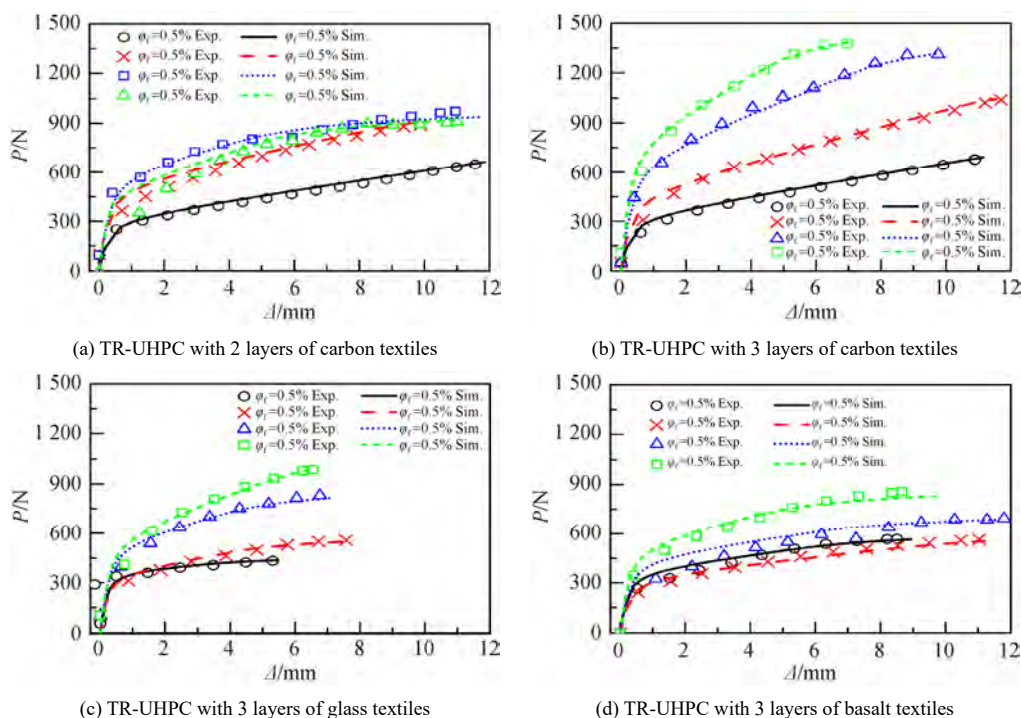


图 11 TR-UHPC 薄板弯曲力学性能模拟结果与试验对比

Fig. 11 Comparison between experimental and simulated load-deflection responses of thin TR-UHPC plate specimens

表 5 TR-UHPC 弯曲模型模拟结果

Table 5 Flexural Model stimulation results of TR-UHPC

Sample No.	$\phi_f/\%$	Model Input						
		E/GPa	$\varepsilon_{cu}/10^{-6} \text{ mm/mm}$	α	γ	η	μ	β_{tu}
F-C2	0.5	45	75–90	190–210	1	0.0075–0.0085	2.35–2.70	190–215
	1.0	48	117–147	60–120	1	0.0080–0.0100	1.56–1.95	130–160
	1.5	49	111–155	30–105	1	0.0080–0.0120	1.18–1.80	100–190
	2.0	50	107–165	35–75	1	0.0140–0.0190	1.50–1.94	50–190
F-C3	0.5	45	70–95	180–200	1	0.0094–0.0120	2.50–2.80	190–320
	1.0	48	120–130	140–160	1	0.0090–0.0115	2.20–2.60	150–180
	1.5	48	140–170	75–100	1	0.0140–0.0150	1.93–2.23	100–125
	2.0	50	139–157	55–60	1	0.0150–0.0160	1.80–1.88	80–120
F-G3	0.5	47	68–84	100–160	1	0.0023–0.0025	1.17–1.35	130–220
	1.0	49	60–80	70–80	1	0.0010–0.0110	1.68–1.72	170–245
	1.5	50	105–106	50–60	1	0.0130–0.0180	1.75–1.90	118–155
	2.0	50	125–130	50–60	1	0.0135–0.0170	1.75–1.80	80–125
F-B3	0.5	45	70–89	80–190	1	0.0063–0.0114	1.60–2.05	160–260
	1.0	47	70–95	90–190	1	0.0062–0.0115	1.95–2.42	180–300
	1.5	47	90–120	45–90	1	0.0130–0.0185	1.60–2.14	100–240
	2.0	50	130–150	45–65	1	0.0120–0.0150	1.57–1.73	90–115

纤维掺量的增加而提高, 而峰值拉伸应变 α 却随之减小, 这是由于钢纤维提高了基体开裂强度, 并通过桥联作用进一步抑制裂缝发展, 提升纤维织物传力效率, 从而提高裂后抗弯刚度。

通过拟合弯曲试验数据这一反向分析过程得到了拉伸本构, 并将其与拉伸模型预测的响应进行对比, 结果如图 12 所示, 各类纤维网络增强 TR-UHPC 的反算拉伸本构(图中实线所示)与拉伸模型预测的结果(图中虚线所示)大多吻合较好。通过将弯曲模型反向分析得到的拉伸本构与拉伸模型预测结果进行对比, 验证了二者间的匹配性以及设计方法的可行性, 即可将拉伸模型计算得到的拉伸应力-应变曲线作为弯曲模型的本构, 进而预测弯曲构件的力学响应, 作为其构件设计的理论依据。

4.2 参数分析

由于影响 TR-UHPC 力学性能的主要因素有 UHPC 基体开裂强度、纤维网络的配网率、纤维网络与基体间的界面黏结性能、短纤维掺量和短纤维裂缝间的桥连传力作用等, 故可通过调节基体强度、纤维网络层数等基本参数, 探究 TR-UHPC 拉伸刚化效应对弯曲性能的影响规律。以钢纤维体积掺量 1.5% 的 3 层碳纤维增强 TR-UHPC 为例进行参数分析。表 6 为 TR-UHPC 模型参数及模拟结果。图 13、图 14 分别为调节网格层数及基体开裂强度后的拉伸本构及对应的弯曲响应结果, 试件尺寸取上述试验的标准尺寸, 碳纤维层数取 3 层、4 层、5 层、6 层, 基体开裂强度取 4、6、8、10 MPa。

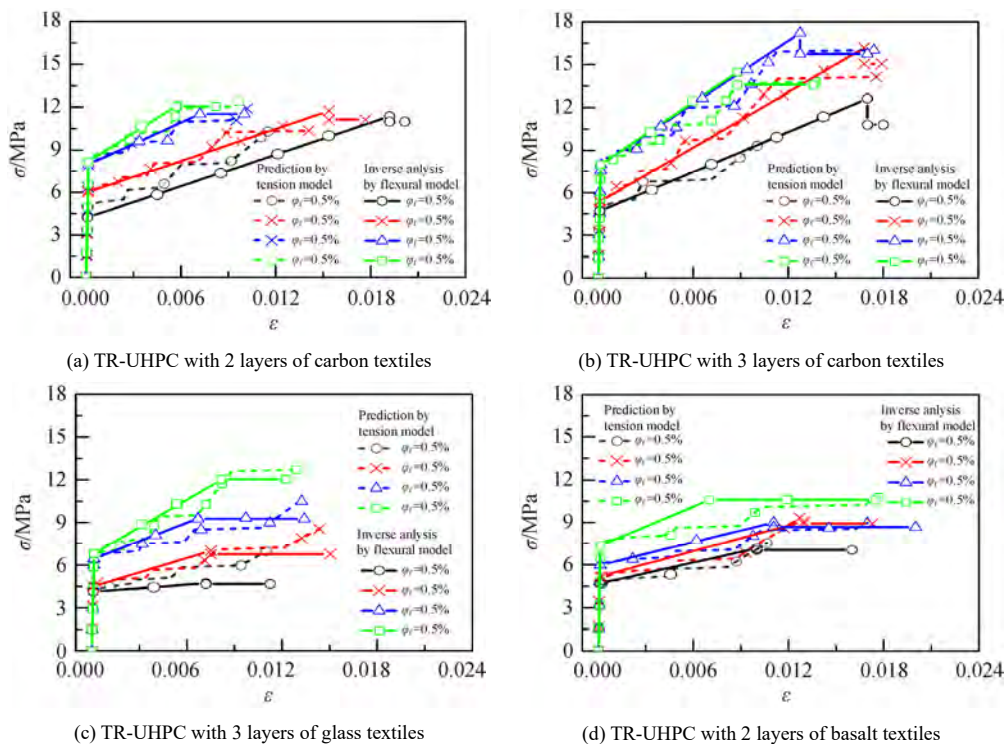


图 12 TR-UHPC 薄板拉伸力学性能反算结果与预测对比

Fig. 12 Comparison between back-calculated and predicted tensile responses of thin TR-UHPC plate specimens

表 6 TR-UHPC 模型参数及模拟结果

Table 6 Model parameters and results of TR-UHPC

Sample Groups	Model input							Model output	
	E/GPa	$\varepsilon_{cr}/(10^{-6})$	α	γ	η	μ	β_{tu}	Maxium flexural load/N	Deflection at peak/mm
3 layers	49.4	162	66.85	1	0.015	2.00	99.76	1118.22	10.39
4 layers	49.7	161	67.27	1	0.020	2.33	97.94	1265.54	10.47
5 layers	50.3	159	68.05	1	0.025	2.67	96.68	1411.47	10.48
6 layers	50.6	158	68.48	1	0.030	3.00	94.80	1545.80	10.44
$\sigma_{cr}=4$	50.4	79	117.00	1	0.015	2.74	154.00	731.66	8.05
$\sigma_{cr}=6$	49.6	121	77.00	1	0.015	2.16	98.00	864.23	7.79
$\sigma_{cr}=8$	49.4	162	66.85	1	0.015	2.00	99.76	1118.22	10.39
$\sigma_{cr}=10$	49.0	204	52.45	1	0.015	1.79	78.26	1250.85	10.27

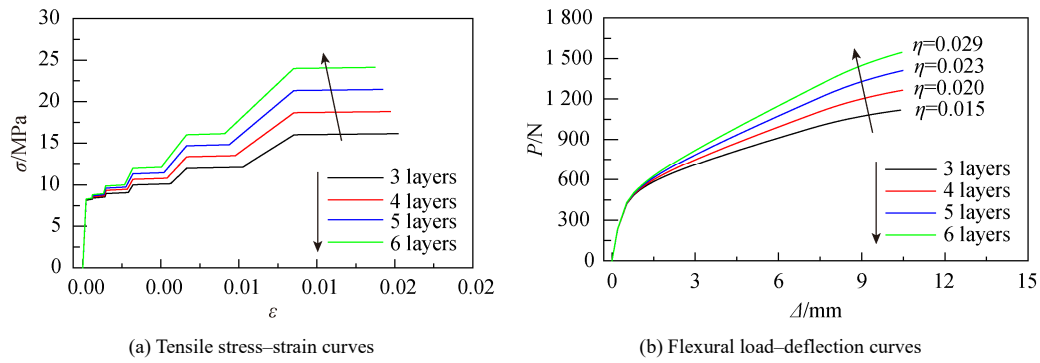


图 13 不同层数碳纤维网格增强 TR-UHPC 拉伸及弯曲响应

Fig. 13 Tensile and flexural responses of TR-UHPC with different number of carbon textile layers

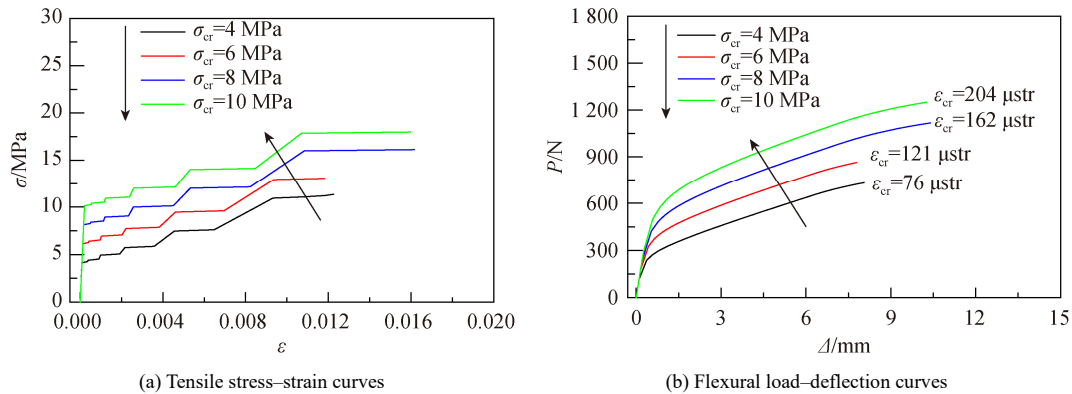


图 14 不同基体开裂强度的 TR-UHPC 拉伸及弯曲响应

Fig. 14 Tensile and flexural responses of TR-UHPC with varying matrix cracking strength

将图 13a 中调节碳纤维网格层数后的 TR-UHPC 拉伸本构输入弯曲模型得到对应的荷载-挠度曲线,如图 13b 所示。6 层碳纤维网格增强 TR-UHPC 的抗弯承载力比 3 层提高了 38%,这是由于在试件开裂强度不变时,随着碳纤维网格层数的增加,拉伸本构中决定第二折线段斜率的模量和终点应变值参数 η 和 α 增大,使得模拟的 TR-UHPC 抗弯承载力提高。

开裂强度的大小受基体强度与钢纤维掺量的影响,该参数的调整可反映混凝土强度等级以及钢纤维掺量变化带来的影响。如图 14a 展示了不同基体开裂强度的 TR-UHPC 拉伸响应,对应的荷载-挠度曲线如图 14b 所示。以 4 MPa 为基准,当基体强度增加到 6, 8, 10 MPa 后,TR-UHPC 抗弯强度依次提高 18%、53%、71%,弯曲开裂荷载亦随基体强度的提高而增大,而基体开裂强度对裂后刚度影响不大。峰值拉伸应变 α 随开裂强度的增大而增大,TR-UHPC 的变形能力也相应提高。以上分析方法可建立 TR-UHPC 基体、纤维、界面等材料性能与弯曲构件性能的定量关系,为材料-结构一体化设计提供理论依据。

5 结论

1) 四点弯曲试验结果表明,TR-UHPC 薄板的受弯承载力随着钢纤维掺量及网格层数的增加而增大;在达到峰值荷载前,纤维网络的贡献不断增加,此后逐渐退出工作,钢纤维则持续传力直到停止加载。

2) 在钢纤维掺量大于 0.5% 时,TR-UHPC 试件的初裂强度和抗弯强度随钢纤维掺量的提升而增加,但在钢纤维掺量从 1.5% 提升至 2.0% 时,试件的弯曲性能指标增幅较小,甚至略微降低,多组试件在钢纤维掺量为 1.0% 或 1.5% 时达到最高弯曲强度,表明钢纤维掺量可有效降低。

3) 弯曲模型计算结果与试验数据吻合较好,且通过反向分析得到的拉伸本构能够较好的符合拉伸模型预测的 TR-UHPC 拉伸应力-应变关系,2 种模型间的匹配性得到了验证。

4) 参数分析揭示了 TR-UHPC 基体材料性能对弯曲构件响应的影响规律,该方法可分析和揭示纤维网络-钢纤维协同作用和拉伸刚化效应,建立 TR-UHPC 基体、纤维、界面等材料性能与弯曲构件

性能的定量关系,从而实现基于材料性能的TR-UHPC弯曲构件设计。

参考文献:

- [1] HABEL K, VIVIANI M, DENARIÉ E, et al. Development of the mechanical properties of an ultra-high performance fiber reinforced concrete (UHPFRC)[J]. *Cem Concr Res*, 2006, 36(7): 1362–1370.
- [2] SHI C, WU Z, XIAO J, et al. A review on ultra high performance concrete: Part I. Raw materials and mixture design[J]. *Constr Build Mater*, 2015, 101, Part 1: 741–751.
- [3] 苟鸿翔, 朱洪波, 周海云, 等. 定向分布钢纤维对超高性能混凝土的增强作用[J]. *硅酸盐学报*, 2020, 48(11): 1756–1764.
GOU Hongxiang, ZHU Hongbo, ZHOU Haiyun, et al. *J Chin Ceram Soc*, 2020, 48(11): 1756–1764.
- [4] 邵旭东, 樊伟, 黄政宇. 超高性能混凝土在结构中的应用[J]. *土木工程学报*, 2021, 54(1): 1–13.
SHAO Xudong, FAN Wei, HUANG Zhengyu. *China Civ Eng J (in Chinese)*, 2021, 54(1): 1–13.
- [5] 周臻, 张逸, 王永泉, 等. 网格增强UHPC薄板拉伸力学性能试验研究[J]. *东南大学学报(自然科学版)*, 2019, 49(4): 611–617.
ZHOU Zhen, ZHANG Yi, WANG Yongquan, et al. *J Southeast Univ (Nat Sci Ed) (in Chinese)*, 2019, 49(4): 611–617.
- [6] 史才军, 何稳, 吴泽娟, 等. 纤维对UHPC力学性能的影响研究进展[J]. *硅酸盐通报*, 2015, 34(8): 2227–2236.
SHI Caijun, HE Wen, WU Zemei et al. *Bull Chin Ceram Soc (in Chinese)*, 2015, 34(8): 2227–2236.
- [7] 姚一鸣, 翟梦超, 董路遥, 等. 纤维网格增强超高性能混凝土拉伸刚化机理及协同增强效应[J]. *硅酸盐学报*, 2021, 49(11): 2364–2374.
YAO Yiming, ZHAI Mengchao, DONG Luyao, et al. *J Chin Ceram Soc*, 2021, 49(11): 2364–2374.
- [8] NAHUM L, PELED A, GAL E. The flexural performance of structural concrete beams reinforced with carbon textile fabrics[J]. *Compos Struct*, 2020, 239: 111917.
- [9] BOTELHO GOLIATH K, CARDOSO D C T, DE A SILVA F. Flexural behavior of carbon-textile-reinforced concrete I-section beams[J]. *Compos Struct*, 2021, 260: 113540.
- [10] 张勤, 李三亚, 赵永胜, 等. 纤维网增强混凝土复合材料约束混凝土应力-应变关系研究[J]. *建筑结构学报*, 2021, 42(4): 166–176.
ZHANG Qin, LI Sanya, ZHAO Yongsheng, et al. *J Build Struct (in Chinese)*, 2021, 42(4): 166–176.
- [11] 沈玲华, 王激扬, 徐世焱. 掺入短切纤维的纤维编织网增强混凝土薄板弯曲力学性能试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2016, 37(10): 98–107.
SHEN Linghua, WANG Jiyang, XU Shilang. *J Build Struct (in Chinese)*, 2016, 37(10): 98–107.
- [12] 董志芳, 张聪, 邓明科. 纤维织物增强高延性混凝土单轴拉伸性能试验研究[J]. *土木工程学报*, 2020, 53(10): 13–25.
DONG Zhifang, ZHANG Cong, DENG Mingke. *China Civ Eng J (in Chinese)*, 2020, 53(10): 13–25.
- [13] 朱德举, 李高升. 短切纤维及预应力对玄武岩织物增强水泥基复合材料拉伸力学性能的影响[J]. *复合材料学报*, 2017, 34(11): 2631–2641.
ZHU Deju, LI Gaosheng. *Acta Mater Compos Sin (in Chinese)*, 2017, 34(11): 2631–2641.
- [14] 黄政宇, 许卓. 碳纤维织物增强UHPFRC(PE)薄板抗弯性能试验研究[J]. *铁道科学与工程学报*, 2018, 15(2): 450–457.
HUANG Zhengyu, XU Zhuo. *J Railway Sci Eng (in Chinese)*, 2018, 15(2): 450–457.
- [15] GONG T, AHMED A H, CUROSU I, et al. Tensile behavior of hybrid fiber reinforced composites made of strain-hardening cement-based composites (SHCC) and carbon textile[J]. *Constr Build Mater*, 2020, 262: 120913.
- [16] ROSSI E, RANDL N, MÉSZÖLY T, et al. Flexural Strengthening with Fiber-/Textile-Reinforced Concrete[J]. *Struct J*, 2021, 118(4): 97–107.
- [17] 荆磊, 尹世平, 徐世焱. 纤维编织网增强水泥基材料加固砌体结构研究进展[J]. *土木工程学报*, 2020, 53(6): 79–89.
JING Lei, YIN Shiping, XU Shilang. *China Civ Eng J (in Chinese)*, 2020, 53(6): 79–89.
- [18] ACI Committee 549. ACI 549.4R-13 Guide To Design And Construction Of Externally Bonded Fabric-Reinforced Cementitious Matrix (FRCM) Systems For Repair And Strengthening Concrete And Masonry Structures[R]. Farmington Hills, USA, ACI, 2013.
- [19] ZHANG J, STANG H. Applications of stress crack width relationship in predicting the flexural behavior of fibre-reinforced concrete[J]. *Cem Concr Res*, 1998, 28(3): 439–452.
- [20] DE OLIVEIRA E SOUSA J L A, GETTU R. Determining the tensile stress-crack opening curve of concrete by inverse analysis[J]. *J Eng Mech*, 2006, 132(2): 141–148.
- [21] LÓPEZ J Á, SERNA P, NAVARRO-GREGORI J, et al. A simplified five-point inverse analysis method to determine the tensile properties of UHPFRC from unnotched four-point bending tests[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 91: 189–204.
- [22] VAN ZIJL G P A G, MBEWE P B K. Flexural modelling of steel fibre-reinforced concrete beams with and without steel bars[J]. *Eng Struct*, 2013, 53: 52–62.
- [23] SORANAKOM C, MOBASHER B. Correlation of tensile and flexural responses of strain softening and strain hardening cement composites[J]. *Cem Concr Compos*, 2008, 30(6): 465–477.
- [24] 李安令, 郭帅成, 朱德举. 高韧性水泥基复合材料拉伸和弯曲性能的相关性[J]. *土木工程学报*, 2021, 54(7): 54–61+132.
LI Anling, GUO Shuaicheng, ZHU Deju. *China Civ Eng J (in Chinese)*, 2021, 54(7): 54–61+132.
- [25] MOBASHER B, DEY V, COHEN Z, et al. Correlation of constitutive response of hybrid textile reinforced concrete from tensile and flexural tests[J]. *Cem Concr Compos*, 2014, 53: 148–161.
- [26] MOBASHER B, YAO Y, SORANAKOM C. Analytical solutions for flexural design of hybrid steel fiber reinforced concrete beams[J]. *Eng Struct*, 2015, 100: 164–177.
- [27] YAO Y, ASWANI K, WANG X, et al. Analytical displacement solutions for statically determinate beams based on a trilinear moment–curvature model[J]. *Struct Concr*, 2018, 16(9): 1619–1632.
- [28] YAO Y, MOBASHER B, WANG J, et al. Analytical approach for the design of flexural elements made of reinforced ultra-high performance concrete[J]. *Struct Concr*, 2020, 22(1): 298–317.
- [29] LIU S, WANG X, RAWAT P, et al. Experimental study and analytical modeling on tensile performance of basalt textile reinforced concrete[J]. *Constr Build Mater*, 2021, 267: 120972.
- [30] 尹世平, 徐世焱. 提高纤维编织网保护层混凝土抗剥离能力的有效方法[J]. *建筑材料学报*, 2010, 13(4): 468–473.
YIN Shiping, XU Shilang. *J Build Mater (in Chinese)*, 2010, 13(4): 468–473.
- [31] YAO Y, SILVA F A, BUTLER M, et al. Tension stiffening in textile-reinforced concrete under high speed tensile loads[J]. *Cem Concr Compos*, 2015, 64: 49–61.
- [32] SORANAKOM C, MOBASHER B. Modeling of tension stiffening in reinforced cement composites: Part I. Theoretical modeling[J]. *Mater Struct*, 2010, 43(9): 1217–1230.
- [33] SORANAKOM C, MOBASHER B. Modeling of tension stiffening in reinforced cement composites: Part II. Simulations versus experimental results[J]. *Mater Struct*, 2010, 43(9): 1231–1243.