

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20220829003

火灾中钢筋混凝土两端固结梁破坏模式 变化规律

王玉镯^{1,2}, 邱昊^{1,2}, 徐天贵^{3,4}, 李心宇^{1,2}

(1. 山东建筑大学土木工程学院, 山东 济南 250101; 2. 山东建筑大学建筑结构加固改造与地下空间工程教育部重点实验室, 山东 济南 250101; 3. 东南大学混凝土与预应力混凝土教育部重点实验室, 江苏 南京 210096; 4. 东南大学土木工程学院, 江苏 南京 210096)

摘要: 为了研究火灾过程中钢筋混凝土两端固结梁破坏模式的变化规律, 利用有限元分析软件对梁内部的温度场进行分析, 确定其不同耐火时刻的分布规律, 利用承载力简化计算公式对火灾过程中钢筋混凝土梁不同时刻的极限承载力进行计算分析。并对上侧纵筋配筋面积、混凝土保护层厚度和混凝土强度为变换因素的三组固结梁试件进行理论分析, 讨论了火灾过程中不同参数对钢筋混凝土固结梁破坏模式临界点 ξ 变化规律的影响。结果表明: 上侧纵筋配筋面积越大, ξ 点对应受火时间 T 越提前; 混凝土保护层厚度越大, 混凝土强度越高, ξ 点对应受火时间 T 越滞后。在理论计算的基础上, 为保证梁在受火两小时内发生弯曲破坏, 对梁的防火设计提供了思路。本研究方法可以简化分析钢筋混凝土梁高温中破坏模式的变化规律, 为火灾中构件的设计计算提供参考。

关键词: 固结梁; 破坏模式; 火灾过程; 简化计算; 极限承载力

中图分类号: TU375 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2024)01-0192-10

Change Law of Failure Modes of Reinforced Concrete Beams with Fixed Ends in Fire

WANG Yuzhuo^{1,2}, QIU Hao^{1,2}, XU Tianguai^{3,4}, LI Xinyu^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Shandong Jianzhu University, Jinan 250101, China; 2. Key Laboratory of Building Structure Reinforcement and Underground Space Engineering, Ministry of Education, Shandong Jianzhu University, Jinan 250101, China; 3. Key Laboratory of Concrete and Prestressed Concrete Structures of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, China; 4. School of Civil Engineering, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: In order to study the changes in the failure modes of reinforced concrete beams with fixed ends in fire, the temperature field inside a beam was analyzed using finite element analysis software and its distribution at different fire resistance times was determined. The ultimate bearing capacity of the reinforced concrete beam at different fire times was calculated using the simplified calculation formula of bearing capacity. Theoretical analysis was conducted on three sets of beam specimens with fixed ends, taking the upper longitudinal reinforcement area, concrete cover thickness, and concrete strength as transformation factors. The influence of different parameters on the changes of critical point ξ in the failure mode of the reinforced concrete beams during fire was discussed. The results

* 收稿日期: 2022-08-29; 修回日期: 2022-12-03

作者简介: 王玉镯(1973—), 男, 教授, 硕导, 博士。主要从事工程结构抗火研究。E-mail: yuzhuowang@163.com

show that the larger the reinforcement area of the upper longitudinal reinforcement, the earlier the fire time T of the point ξ . The thicker the concrete protective layer and the higher the strength of the concrete, the later the fire time T corresponds to the point ξ . To ensure that the beams undergo bending failure within two hours of being exposed to fire, ideas for the fire protection design of beams are provided based on theoretical calculations. The presented method can simplify the analysis of the changes in failure modes of reinforced concrete beams at high temperatures, and provide a reference for the design and calculation of components in fires.

Keywords: consolidation beam; failure mode; fire process; simplified calculation; ultimate bearing capacity

0 引 言

钢筋混凝土结构是现代建筑结构中必不可少的部分之一,火灾中随着温度的升高,结构内的混凝土和钢筋材料力学性能下降,钢筋混凝土构件的破坏模式发生变化,会影响构件在火灾中破坏的时间,甚至引起结构的整体倒塌。钢筋混凝土梁的火灾试验,成本高且具有一定的危险性,有限元模拟的精确度浮动且计算量比较大。而采用本文简化计算方法分析钢筋混凝土梁高温中的破坏模式,既能降低成本,又能提高精确度减少计算量,对构件设计具有重要的研究意义和实用价值。

目前国内外相关学者对高温下钢筋混凝土梁开展了一系列试验研究,其主要成果如下。时旭东等^[1]以混凝土保护层厚度为参数设计5根钢筋混凝土简支梁进行高温试验研究,研究表明适当增加受拉侧混凝土保护层厚度会提高钢筋混凝土梁的耐火性能,当梁的保护层厚度由10 mm增加到20 mm时,构件的耐火极限提高19.3%。D.V.Reddy等^[2]以不同截面尺寸和混凝土保护层厚度为参数,设计了7根钢筋混凝土简支梁进行高温试验研究,结果表明相同荷载比下,构件的耐火性能随截面尺寸和混凝土保护层厚度的增大而增大。B.Ellingwood等^[3]对6根钢筋混凝土简支梁的耐火性能进行了试验研究,试验表明混凝土对温度的变化并不敏感,6根梁均因过度弯曲开裂发生弯曲破坏,并且开发了预测火灾的钢筋混凝土梁的数学模型。杨志年等^[4]以边界条件、剪跨比及箍筋间距为参数设计了8根足尺钢筋混凝土梁进行火灾试验,结果表明剪跨比越小、箍筋间距越小,梁的耐火性能越高,剪跨比由1.2增加到3.4时,耐火极限提高34.19%。M.S.Khan等^[5]对111根钢筋混凝土梁进行了不同配

筋、不同加热次数、不同最高温度下的抗剪试验,结果表明低温下的热循环会提高构件的抗剪强度,但高温下的热循环会极大降低构件的抗剪强度。陆洲导等^[6]对12根钢筋混凝土简支梁分别进行了一面、二面和三面高温抗火性能试验,研究了不同荷载比、升温曲线、混凝土保护层厚度对简支梁抗火性能的影响,研究表明混凝土保护层厚度越大、荷载比越小,构件的抗火性能越强。

部分学者对高温下钢筋混凝土梁力学性能的数值分析也有一定研究。丁发兴等^[7]对钢筋混凝土梁温度场和结构性能进行有限元分析,结果表明钢筋混凝土简支梁的保护层越厚,受拉主筋升温越慢,构件变形延缓,耐火极限增大;荷载水平越大,耐火极限越小。张威振^[8]对高温下足尺钢筋混凝土梁的力学性能和变形反应进行了数值分析,结果表明升温时间、配筋率对高温下足尺钢筋混凝土梁的力学性能和变形反应影响较大。廖艳芬等^[9]对火灾后钢筋混凝土梁构件内部传热及变形过程进行全过程模拟,结果表明材料强度的降低,构件的自重和初始载荷以及不均匀应力共同作用引起了构件的整体失稳。X.S.Lin等^[10]开发了一种非线性有限元分析程序,对不同钢筋类型和混凝土保护层厚度的FRP筋混凝土梁耐火性能进行了研究,研究表明CFRP筋混凝土梁的耐火性能最好,且FRP筋混凝土梁随混凝土保护层厚度的增加而提高。

通过对试验数据与数值模拟的分析与理论推导,许多学者得出了不同温度下钢筋混凝土梁极限承载力的计算公式。梁兴文等^[11]根据梁剪压区混凝土的压剪强度准则和斜截面的平衡条件,推导出梁斜截面受剪承载力计算公式。杨建平等^[12]在合理假定的基础上推导出了—种计算钢筋混凝土受弯构件高温承载力的实用简化计算方法。Y.Z.Wang等^[13]根据材料在高温下的力学简化模型得到

了型钢混凝土梁等效截面,建立了火灾下型钢混凝土梁承载能力极限状态的计算公式。刘殿魁等^[14]介绍了三面受火钢筋混凝土筒支梁等效火灾荷载的计算公式,研究得到了等效火灾荷载和耐火极限。

综上所述,国内外专家学者在试验、有限元分析与理论推导方面做了大量研究,通过试验对不同混凝土保护层厚度、箍筋间距与荷载水平的钢筋混凝土梁进行了研究,运用有限元分析软件对不同混凝土保护层厚度与配筋率的钢筋混凝土梁进行了分析,通过理论推导得到了钢筋混凝土梁高温下的简化计算公式。在火灾过程中,不同的受力状态与受火时间会改变钢筋混凝土梁的破坏模式,从而导致结构破坏,因此有必要对火灾过程中钢筋混凝土梁破坏模式的变化进行研究。本文以三面受火钢筋混凝土梁为例,在运用有限元软件得到梁温度场并得到简化计算截面的基础上,结合钢筋混凝土梁高温下的简化计算公式,通过理论计算研究高温中钢筋混凝土固结梁破坏模式的变化规律,得到了破坏模式变化临界点 ξ 。并讨论了不同上侧纵筋配筋面积、混凝土保护层厚度和混凝土强度对构件破坏模式临界点 ξ 变化规律的影响。

1 钢筋混凝土梁简化分析过程

1.1 温度场分析

利用有限元软件ABAQUS对钢筋混凝土梁的内部温度场进行数值模拟。采用文献[15]中的钢筋混凝土筒支梁为研究对象,梁的尺寸及配筋情况如图1所示。

在建立有限元分析模型时,网格单元采用大小为 $0.05\text{ m}\times 0.05\text{ m}\times 0.2\text{ m}$ 的八结点线性传热六面体单元,分析步时间长度共 $10\ 800\text{ s}$,每步允许最大温度改变值为 $50\text{ }^\circ\text{C}$ 。混凝土的热传导系数 λ_c 、比热容 C_c 、密度 ρ 等热工参数均选用欧洲规范^[16]。构件采用三面受火进行分析,受火边界条件采用对流和辐射条件,受火面对流换热系数 $25\text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$,非受火面采取对流和边界条件,非受火面对流换热系数 $9\text{ W}/(\text{m}^2\cdot^\circ\text{C})$ 。升温曲线采用ISO-834标准升温曲线^[16]。

对钢筋混凝土梁进行了非线性传热分析,T. T. Lie^[17]研究表明,钢筋对梁传热的影响较小,所以在

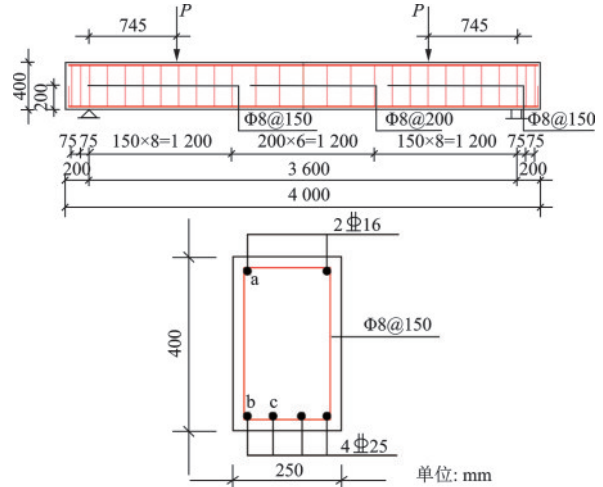


图1 钢筋混凝土梁尺寸及截面配筋

Fig.1 Dimensions and cross-sectional reinforcement of the reinforced concrete beam

温度场模拟中忽略了钢筋的作用。因为构件三面受火,所以沿轴向方向空腔内截面温度均相同。

根据上述分析过程,计算过程共 $10\ 800\text{ s}$,每 300 s 取一次钢筋混凝土梁的截面温度分布图,部分截面温度分布如图2所示。

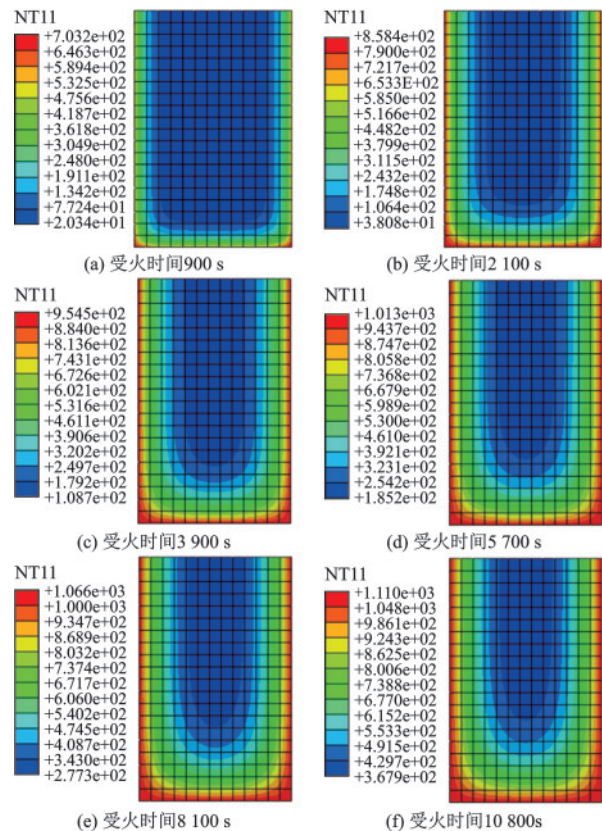


图2 钢筋混凝土梁截面温度

Fig.2 Section temperature diagram of the reinforced concrete beam

1.2 等温截面简化

1.2.1 截面温度选取

在上述分析中,每300 s取一次钢筋混凝土梁的截面温度分布图,共得到36个截面温度图,选取6个典型受火时间截面温度场分布如图2所示。

为计算高温下钢筋混凝土梁的极限承载力,选取左侧受压钢筋a、左侧两根受拉钢筋b、c与多个箍筋分布位置作为参考点,得到不同耐火时刻钢筋温度变化曲线,如图3所示。

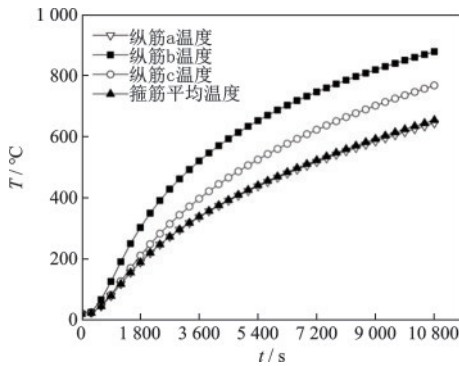


图3 钢筋升温曲线

Fig.3 Heating curve of steel bar

1.2.2 等温截面的简化

当构件三面受火时,参照文献^[18]的研究方法,选取300 s时截面温度分布图,确定其300、600、800 °C的等温线,等效截面保留温度小于300 °C的全部面积,300~600 °C范围取为原截面面积的70%,600~800 °C范围取为原截面面积的30%,大于800 °C的原截面面积忽略不计,并同样对其余35个等温截面进行简化,不同温度下梁截面的典型等效截面图见图4。

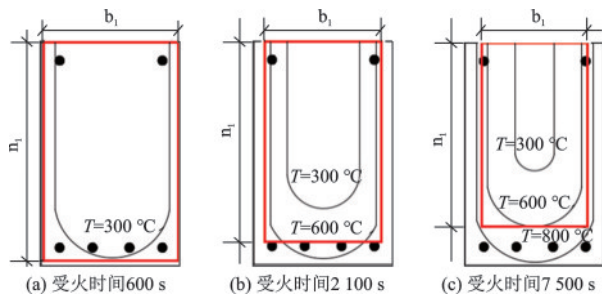


图4 等温截面简化图

Fig.4 Simplified isothermal cross section

1.3 高温下材料的力学性能

1.3.1 高温下钢筋的力学性能

高温下钢筋的抗拉强度随着温度 T 变化的简化

模型^[19]采用式(1)计算:

$$\frac{f_{yk}^T}{f_{yk}} = \begin{cases} 1 & (T \leq 300 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 1 - 0.9 \left(\frac{T - 300}{500} \right) & (300 < T \leq 800 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ \frac{1200 - T}{1400} & (800 < T \leq 1200 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 0 & (T > 1200 \text{ } ^\circ\text{C}) \end{cases} \quad (1)$$

式中, f_{yk}^T 为高温下的钢筋强度标准值, N/mm^2 ; f_{yk} 为常温下钢筋的强度标准值, N/mm^2 ; T 为温度, $^\circ\text{C}$ 。

1.3.2 高温下混凝土的力学性能

混凝土的高温抗压强度随着温度 T 变化的简化模型^[18]采用式(2)计算:

$$\frac{f_{ck}^T}{f_{ck}} = \begin{cases} 1 & (T \leq 300 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 0.7 & (300 < T \leq 600 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 0.3 & (600 < T \leq 800 \text{ } ^\circ\text{C}) \\ 0 & (T > 800 \text{ } ^\circ\text{C}) \end{cases} \quad (2)$$

式中, f_{ck}^T 为高温下混凝土的强度标准值, N/mm^2 ; f_{ck} 为常温下混凝土的强度标准值, N/mm^2 。

1.4 极限承载力计算公式

为计算火灾过程中钢筋混凝土梁的极限承载能力,参考文献[11、16、18、20]分别对钢筋混凝土梁常温与高温下承载能力计算公式简化,简化过程遵循平截面假定并且忽略钢筋和混凝土之间的粘结滑移。

1.4.1 常温下极限承载力计算公式

对构件受剪极限承载力的计算选用梁兴文等^[11]斜截面受剪极限承载力公式:

$$V = \frac{0.35}{1.5 + \lambda} f_{ck} b h_0 + 1.25 f_{yk} \frac{A_{sv}}{s} h_0 \quad (3)$$

式中, V 为受剪极限承载力, N ; λ 为计算截面的剪跨比; b 为截面宽度, mm ; h_0 为截面有效高度, mm ; f_{yk} 为受拉侧钢筋屈服强度标准值, N/mm^2 ; A_{sv} 为截面配置在同一截面内箍筋各肢的全部截面面积, mm^2 ; s 为截面沿构件长度方向的箍筋间距, mm 。

受弯极限承载力计算通过文献[15]中试验破坏数值与规范^[20]公式的比较,发现规范计算公式偏于保守,因此本文采用规范正截面受弯承载力公式的1.1倍:

$$M = 1.1 M_u = 1.1 \left[\alpha_1 f_{ck} b x \left(h_0 - \frac{x}{2} \right) + f'_{yk} A'_s (h_0 - a') \right] \quad (4)$$

式中, M 为受弯极限承载力, N ; M_u 为规范计算受弯

极限承载力, N; x 为受压区高度, mm; f'_{yk} 为受压侧钢筋屈服强度标准值, N/mm²; A'_s 为受压区纵筋截面积, mm²; a' 为受压区边缘到受压区受力钢筋合力作用点之间的距离, mm。

1.4.2 高温下极限承载力计算公式

由于高温作用使混凝土及钢筋的强度均受到不同程度的劣化, 因此在计算高温下钢筋混凝土梁承载力时, 需要考虑混凝土强度及钢筋强度的折减。建立高温下截面极限承载力计算公式的方法与常温下完全相同, 借鉴文献[11、18]及式(3)可以得到高温下受剪极限承载力计算公式:

$$V^T = \frac{0.35}{1.5 + \lambda} f_{ck} b_1 h_1 + 1.25 f_{yk}^T \frac{A_{sv}}{s} h_1 \quad (5)$$

式中, V^T 为高温下受剪极限承载力, N; b_1 为等效截面宽度, mm; h_1 为等效截面有效高度, mm; f_{yk}^T 为高温下受拉侧钢筋屈服强度标准值, N/mm²。

借鉴文献[11]及式(4)可以推导出高温下受弯极限承载力计算公式:

$$M^T = 1.1 M_u^T = 1.1 \left[\alpha_1 f_{ck} b_1 x \left(h_1 - \frac{x}{2} \right) + f_{yk}^T A'_s (h_1 - a') \right] \quad (6)$$

式中, M^T 为高温下受弯极限承载力, N; M_u^T 为高温下规范受弯极限承载力, N; f_{yk}^T 为高温下受压侧钢筋屈服强度标准值, N/mm²。

1.5 高温中钢筋混凝土梁的破坏模式分析

在高温环境下, 对钢筋混凝土梁破坏模式的分析划分为四步: 确定温度简化截面及计算公式, 计算不同时刻的极限承载力, 确定破坏临界点, 总结变化规律, 分析流程图如图5所示。

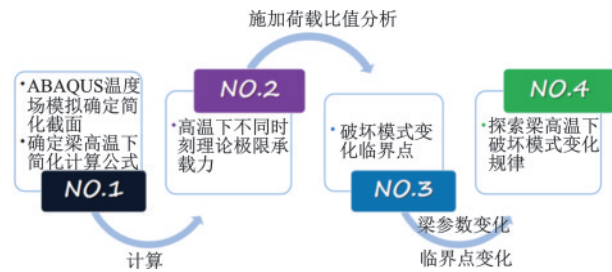


图5 梁破坏模式分析流程

Fig.5 Flow chart of beam failure mode analysis

2 计算验证

2.1 试验现象验证

文献[15]中试验对相同尺寸配筋的钢筋混

凝土梁分别进行常温极限荷载试验与耐火极限试验, 构件长度为4 m, 截面尺寸为250 mm*400 mm, 混凝土强度等级为C30, 保护层厚度为40 mm, 钢筋强度等级HRB400。构件的尺寸配筋及受力状态如图6所示。试验结果表明试件在常温下, 试件的极限荷载 P 为315 kN, 对应承受的弯矩为234.68 kN·m, 破坏形式为受集中荷载作用处剪切破坏; 高温下施加荷载为189 kN, 对应承受的弯矩为140.8 kN·m, 最终构件的破坏形式为跨中受弯破坏。

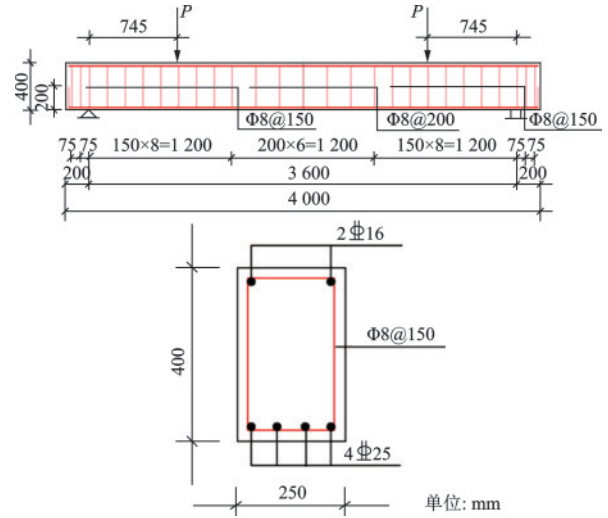


图6 梁尺寸截面示意

Fig.6 Beam section dimensions diagram

利用式(3)、(4)可以计算得到梁在常温下的极限承载力:

$$V = 300.67 \text{ kN} \quad M = 284.15 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

利用式(5)、(6)可以计算得到梁在高温下的极限承载力, 当受火时间为5700 s时:

$$V^T = 205.54 \text{ kN} \quad M^T = 135.94 \text{ kN}\cdot\text{m}$$

通过计算可得, 试件在常温下所受剪力大于受剪极限承载力, 而承受弯矩小于受弯极限承载力, 所以试件发生剪切破坏; 当试件受火时间为5700 s时, 试件承受剪力小于受剪极限承载力, 而所受弯矩大于受弯极限承载力, 所以试件发生弯曲破坏。由此可知, 理论计算所得破坏模式与实验现象吻合, 上述公式可以较准确的反映试件在常温与高温下的承载力极限值。

2.2 高温中钢筋混凝土梁的破坏模式变化规律

为探究高温中构件的破坏模式变化规律, 本文采用式(5)、(6)对构件每五分钟进行一次受剪极限承载力与极限受弯承载力计算, 所得结果见表1。

表 1 不同时间温度的极限承载力

Table 1 Ultimate bearing capacity at different times and temperatures

时间/s	受剪极限承载力/kN	受弯极限承载力/(kN·m)	剪力比值	弯矩比值
0	300.67	284.15	1.591	2.018
300	300.67	284.15	1.591	2.018
600	300.67	284.15	1.591	2.018
900	296.21	284.15	1.567	2.018
1 200	293.97	284.15	1.555	2.018
1 500	288.76	282.37	1.528	2.005
1 800	284.74	281.38	1.507	1.998
2 100	278.34	271.53	1.473	1.928
2 400	276.11	262.58	1.461	1.865
2 700	270.6	251.63	1.432	1.787
3 000	269.11	237.57	1.424	1.687
3 300	258.15	223.95	1.366	1.590
3 600	249.2	210.77	1.319	1.497
3 900	244.89	197.9	1.296	1.405
4 200	236.24	186.41	1.250	1.324
4 500	230.78	175.88	1.221	1.249
4 800	223.04	165.61	1.180	1.176
5 100	217.47	155.77	1.151	1.106
5 400	211.12	145.61	1.117	1.034
5 700	205.54	135.94	1.088	0.965
6 000	199.83	126.71	1.057	0.900
6 300	194.85	117.89	1.031	0.837
6 600	188.19	109.44	0.996	0.777
6 900	181.48	101.33	0.960	0.720
7 200	176.91	93.55	0.936	0.664
7 500	169.88	86.06	0.899	0.611
7 800	164.49	78.85	0.870	0.560
8 100	157.33	71.90	0.832	0.511
8 400	152.85	65.19	0.809	0.463
8 700	146.2	60.34	0.774	0.429
9 000	140.41	56.65	0.743	0.402
9 300	133.87	53.03	0.708	0.377
9 600	129.75	49.54	0.687	0.352
9 900	125.65	46.16	0.665	0.328
10 200	120.72	42.86	0.639	0.304
10 500	114.7	39.66	0.607	0.282
10800	106.51	36.32	0.564	0.258

由表 1 可以看出,随着时间变化温度升高,构件的极限承载力均逐渐下降。令 a 为高温下不同时刻理论极限承载力与实际承受荷载的比值,可得出 $a-t$ 曲

线,如图 7 所示。在图 7 中,将剪切破坏与弯曲破坏的临界点即图像交点定义为 ξ 点,并将 ξ 点对应横坐标的受火时间定义为 T 。

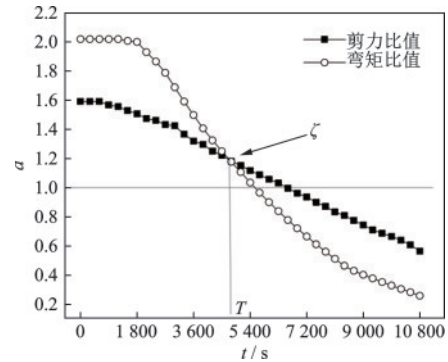


图 7 简支梁 $a-t$ 曲线

Fig.7 $a-t$ curve of simply supported beam

从图 7 可以看出,构件在常温($t=0$)时弯矩比值远大于剪力比值,说明在常温下构件所能承受的弯矩高于对应剪力,试件发生剪切破坏。试件受火时间小于 T 时,弯矩比值大于剪力比值,试件会发生剪切破坏,随着温度的升高,试件受火时间大于 T 时,弯矩比值小于剪力比值,试件会发生弯曲破坏。当 $a=1$ 时试件发生破坏,该时刻受火时间大于 T ,试件在高温下发生弯曲破坏。

3 钢筋混凝土两端固结梁因素分析

3.1 参数介绍

本文对钢筋混凝土两端固结梁高温下破坏形式的变化规律进行研究,根据不同参数设计三组钢筋混凝土固结梁试件,包括上部纵筋配筋面积、混凝土保护层厚度、混凝土强度。试件长度均为 4 m,截面尺寸为 250 mm*400 mm,钢筋强度等级为 HRB400,试件在常温下理论承受极限荷载为 290 kN,高温过程中施加的荷载为理论极限值的 0.6 倍(174 kN)。钢筋与混凝土的力学性能均采用规范^[20]标准值,试件尺寸及荷载位置不变,试件受力、尺寸及配筋如图 8 所示,试件参数如表 2 所示。通过计算固支梁内力可知构件弯剪区位于梁的两端,弯剪区内部剪力值不变,弯矩越靠近梁端弯矩值越大,且为负弯矩,因此梁支座处截面为最不利截面,取支座处截面进行高温下的承载力计算,支座处构件剪力为 174 kN,弯矩为 105.49 kN·m。

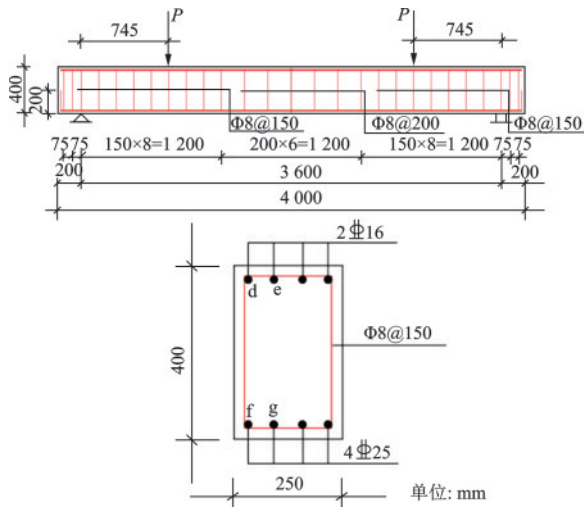


图8 钢筋混凝土固支梁尺寸及配筋示意

Fig.8 Size and reinforcement diagram of reinforced concrete beam with fixed ends

表2 试件参数设计

Table 2 Specimen parameter design

试件编号	截面尺寸/mm	保护层厚度 c/mm	受拉侧纵筋配筋面积 A_s/mm^2	混凝土强度等级	施加荷载 P/kN
CWL1	250*400	40	1 017	C30	290
GWL1	250*400	40	1 017	C30	174
GWL2	250*400	40	804	C30	174
GWL3	250*400	40	911	C30	174
GWL4	250*400	40	1 137	C30	174
GWL5	250*400	20	1 017	C30	174
GWL6	250*400	25	1 017	C30	174
GWL7	250*400	30	1 017	C30	174
GWL8	250*400	35	1 017	C30	174
GWL9	250*400	45	1 017	C30	174
GWL10	250*400	40	1 017	C25	174
GWL11	250*400	40	1 017	C35	174
GWL12	250*400	40	1 017	C40	174
GWL13	250*400	40	1 017	C45	174
GWL14	250*400	40	1 017	C50	174

3.2 温度场分析及理论计算

首先对三面受火的钢筋混凝土固结梁进行温度场分析,温度场计算时间共 10 800 s,每 300 s 取一次钢筋混凝土梁的截面温度图,可以得到 36 个截面温度图。由于梁的截面尺寸没有变化,所以温度场依然采用上文中有限元分析软件 ABAQUS 对钢筋混凝土梁内部温度场的数值模拟,各钢筋参考点不同时刻的钢筋温度变化曲线如图 9 所示。

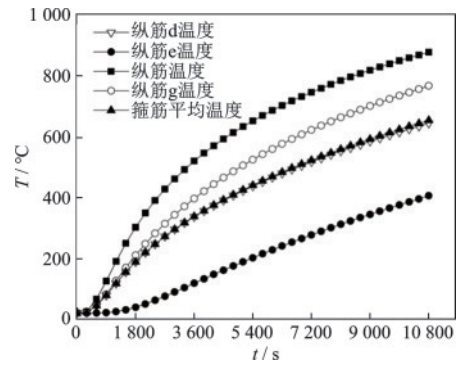


图9 钢筋升温曲线

Fig.9 Heating curve of steel bar

采用式(5)、(6)对每根构件五分钟取一次截面温度图进行受剪极限承载力与受弯极限承载力计算,每根梁通过理论计算可以得到 36 个不同时刻不同温度下的受剪极限承载力与受弯极限承载力值,由此可以探究梁在高温过程中极限承载力的变化情况。对高温下不同纵向配筋率、保护层厚度与混凝土强度的钢筋混凝土固结梁的极限承载力与实际承受荷载的比值进行分析,可以得到不同构件的 ξ -T 曲线图,探究构件的破坏模式变化规律。

3.3 因素分析

3.3.1 上侧纵筋配筋面积

根据上侧纵筋配筋面积不同,共设计四根试件探究其破坏模式变化规律,其上侧纵筋配筋面积分别为 804、911、1 037、1 017 mm^2 ,计算结果如图 10 所示。当上侧配筋面积为 804 mm^2 时,构件在不同

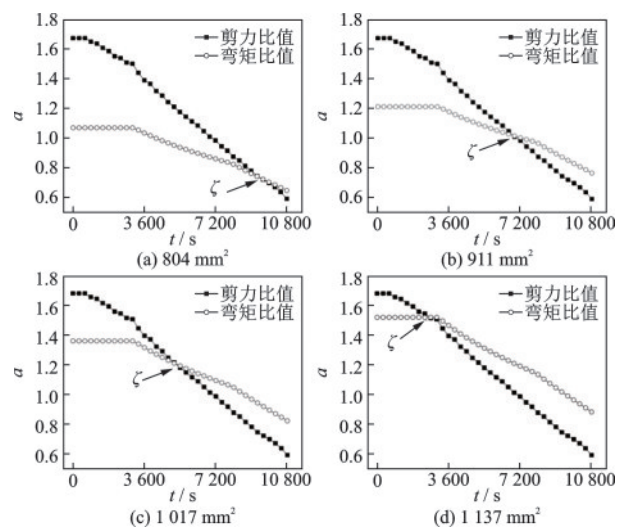


图10 不同上部纵筋配筋面积的 $a-t$ 曲线

Fig.10 $a-t$ curves for different upper longitudinal reinforcement areas

温度下均会发生弯曲破坏;当上侧配筋面积为 911 mm^2 时,构件在常温下会发生弯曲破坏,在高温下会弯剪同时破坏;当上侧配筋面积为 1017 mm^2 时,构件在常温下会发生弯曲破坏,在高温下会剪切破坏;当上侧配筋面积为 1137 mm^2 时,构件的弯剪破坏的临界值明显提前。由此可知随着上侧纵筋配筋面积增加,梁在高温下更容易发生剪切破坏,构件 ξ 点对应的受火时间 T 逐渐减小。

通过计算可知,上部配筋面积越小,梁在高温下越容易发生弯曲破坏,当上部配筋面积小于 911 mm^2 时,梁在受火两小时内均发生弯曲破坏。

3.3.2 混凝土保护层厚度

根据混凝土保护层厚度不同,共设计六根试件探究其破坏模式变化规律,其混凝土保护层厚度分别为 25、30、35、40、45、50 mm,计算结果如图 11 所示。当保护层厚度为 25~45 mm 时,构件在常温下会发生弯曲破坏,但高温下试件会发生剪切破坏,随着保护层厚度的增加,但弯剪破坏的临界值明显滞后,当保护层厚度为 50 mm 时,构件在高温下发生弯剪同时破坏。由此可知混凝土保护层厚度的增加,梁在高温下更容易发生弯曲破坏,构件 ξ 点对应的受火时间 T 逐渐增大。

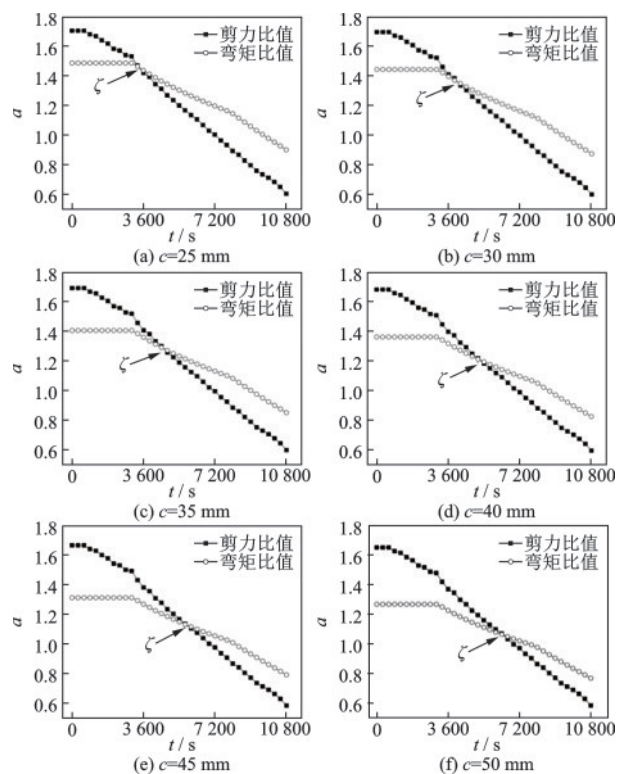


图 11 不同保护层厚度的 $a-t$ 曲线

Fig.11 $a-t$ curves for different protective layer thicknesses

通过计算可知,混凝土保护层厚度越大,梁在高温下越容易发生弯曲破坏,当混凝土保护层大于 50 mm 时,梁在受火两小时内均发生弯曲破坏。

3.3.3 混凝土强度等级

根据混凝土强度等级不同,共设计六根试件探究其破坏模式变化规律,其混凝土强度等级分别为 C25、C30、C35、C40、C45、C50,计算结果如图 12 所示。当混凝土强度等级为 C25 时,构件在常温下会发生弯曲破坏,但高温下试件会发生剪切破坏。随着强度等级的提高,构件破坏模式未变,但弯剪破坏的临界值明显滞后,当混凝土强度等级为 C40 时,构件在高温下发生弯剪同时破坏,滞之后随着混凝土强度的增大,构件在常温与高温下均发生弯曲破坏。由此可知混凝土强度等级的提高,梁在高温下更容易发生弯曲破坏,构件 ξ 点对应的受火时间 T 逐渐增大。

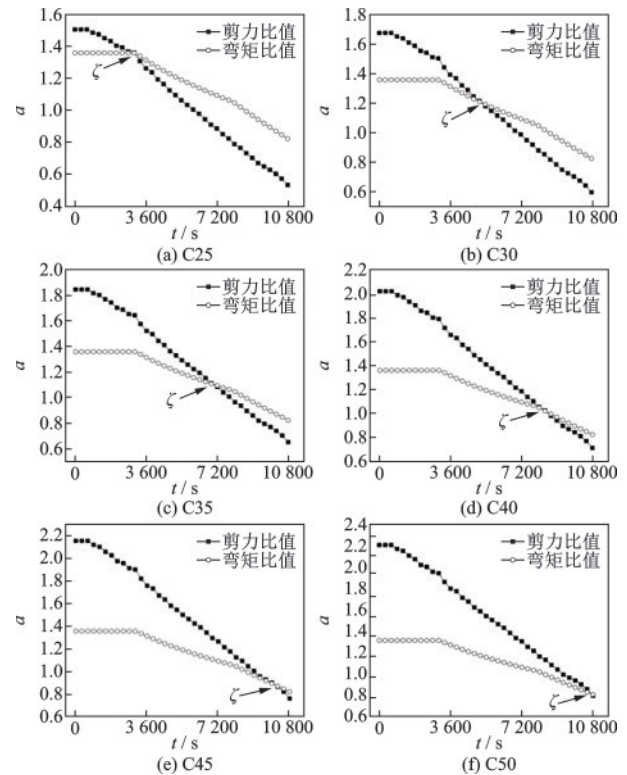


图 12 不同混凝土强度的 $a-t$ 曲线

Fig.12 $a-t$ curves for different concrete strengths

通过计算可知,混凝土强度等级越高,梁在高温下越容易发生弯曲破坏,当混凝土强度等级高于 C35 时,梁在受火两小时内均发生弯曲破坏。

4 结论

本文运用有限元软件得到梁温度场简化计算

截面,结合钢筋混凝土梁高温下的简化计算公式得到构件在高温不同时刻的理论极限承载力,通过对高温下梁理论计算值与极限承载力的比值分析,探索钢筋混凝土约束梁在不同变换参数下破坏模式的变化规律,所得结论如下:

(1) 将理论计算结果与钢筋混凝土梁火灾中试验对比分析,计算结果与试验现象相吻合,可以看出该计算方法是有效的,可以为高温中钢筋混凝土梁的破坏模式变化提供依据。

(2) 对钢筋混凝土两端固结梁来说,随着上侧纵筋配筋面积的增大,弯剪破坏的临界值显著提前,构件在高温下容易发生剪切破坏,且破坏模式变化显著;随着保护层厚度的增加,弯剪破坏的临界值逐渐滞后,构件在高温下一直发生剪切破坏;随着混凝土强度的增大,弯剪破坏的临界值明显滞后,构件在高温下容易发生弯曲破坏,且破坏模式变化明显。

(3) 基于理论计算数据,为保证构件在受火两小时内发生弯曲破坏,对梁的防火设计提供思路,在文本参数范围内的研究具有可行性。

参考文献:

- [1] 时旭东,过镇海.不同混凝土保护层厚度钢筋混凝土梁的耐火性能[J].工业建筑,1996(9): 11-13,18.
Shi X D, Guo Z H. Experimental studies on fire resistance of reinforced concrete beams with different thickness concrete covers [J]. Industrial Construction, 1996 (9): 11-13,18. (in Chinese)
- [2] Reddy D V, Sobhan K, Liu L X, et al. Size effect on fire resistance of structural concrete [J]. Engineering Structures, 2015, 99: 468-478.
- [3] Ellingwood B, Lin T D. Flexure and shear behavior of concrete beams during fire [J]. ASCE, Journal of Structural Engineering, 1991, 117(2): 440-457.
- [4] 杨志年,齐建全,段开达,等.钢筋混凝土梁高温下抗剪性能的试验研究[J].工业建筑,2020,50(10):57-62.
Yang Z N, Qi J Q, Duan K D, et al. Experiment study on shear properties of rc beams under high temperature [J]. Industrial Construction, 2020, 50 (10) : 57-62. (in Chinese)
- [5] Khan M S, Prasad J, Abbas H. Shear strength of RC beams subjected to cyclic thermal loading[J]. Construction and Building Materials, 2010, 24(10): 1869-1877.
- [6] 陆洲导,朱伯龙,周跃华.钢筋混凝土简支梁对火灾反应的试验研究[J].土木工程学报,1993(3): 47-54.
Lu Z D, Zhu B L, Zhou Y H. Experimental studies on fire response of reinforced concrete simply supported beams [J]. China Civil Engineering Journal, 1993 (3) : 47-54. (in Chinese)
- [7] 丁发兴,姚飞,李喆,等.高温下钢筋混凝土简支梁的抗火性能[J].东北大学学报(自然科学版),2015,36(10): 1476-1481.
Ding F X, Yao F, Li Z, et al. Fire resistance of simple supported reinforced concrete beams under high temperature [J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2015, 36(10) : 1476-1481. (in Chinese)
- [8] 张威振.高温下足尺钢筋混凝土梁试验研究及数值分析[J].哈尔滨工业大学学报,2009,41(2): 198-201.
Zhang W Z. Experimental investigation and numerical analysis for RC beams under elevated temperature [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2009, 41 (2): 198-201. (in Chinese)
- [9] 廖艳芬,漆雅庆,马晓茜.火灾下钢筋混凝土梁非线性有限元分析[J].工业建筑,2011,41(7): 31-37.
Liao Y F, Qi Y Q, Ma X Q. Nonlinear finite element analysis of reinforced concrete beams in fire [J]. Industrial Construction, 2011, 41(7): 31-37. (in Chinese)
- [10] Lin X S, Zhang Y X. Nonlinear finite element analyses of steel/FRP-reinforced concrete beams in fire conditions [J]. Composite Structures, 2013, 97: 277-285.
- [11] 梁兴文,李晓文.基于混凝土强度准则的梁斜截面受剪承载力分析[J].工业建筑,1996(3): 8-11.
Liang X W, Li X W. Analysis of shear capacity for reinforced concrete beam based on concrete strength criterion [J]. Industrial Construction, 1996(3) : 8-11. (in Chinese)
- [12] 杨建平,时旭东,过镇海.高温下钢筋混凝土梁极限承载力的简化计算[J].工业建筑,2002,32(3): 26-28.
Yang J P, Shi X D, Guo Z H. Simplified calculation of ultimate load bearing capacity of reinforced concrete beams under high temperature [J]. Industrial Construction, 2002, 32(3) : 26-28. (in Chinese)
- [13] Wang Y Z, Fu C G. Calculation of ultimate bearing capacity of prestressed steel reinforced concrete structure under fire [J]. Advanced Materials Research, 2011, 250-253: 2857-2860.
- [14] 刘殿魁,林敏.火灾作用下钢筋混凝土构件等效火灾荷载的计算[J].哈尔滨工程大学学报,2007(5): 519-524.
Liu D K, Lin M. Calculation of equivalent fire load for RC members subjected to fire [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2007(5) : 519-524. (in Chinese)

- [15] 尹安康. 火灾作用下有腹筋钢筋混凝土简支梁抗剪性能试验研究[D]. 济南: 山东建筑大学, 2018.
Yin A K. Experimental study on shear bearing capacity of reinforced concrete simple supported beams with web bar under fire[D]. Ji'nan: Shandong Jianzhu University, 2018. (in Chinese)
- [16] EN 1994-1-2, The European Standard [S]. Eurocode 4: Design of Composite and Concrete Structure, Part 2: Structural Fire Design, 2011.
- [17] Lie T T. Fire resistance of circular steel columns filled with bar-reinforced concrete [J]. Journal of Structural Engineering, 1994, 120(5): 1489-1509.
- [18] 周森. 火灾高温作用下钢筋混凝土梁抗剪承载力研究 [D]. 济南: 山东建筑大学, 2015.
Zhou M. Research on the shear capacity of reinforced concrete beams in fire [D]. Ji'nan: Shandong Jianzhu University, 2015. (in Chinese)
- [19] 吕彤光. 钢筋高温性能的实验研究[D]. 北京: 清华大学, 1996.
Lyu T G. Experimental study on high temperature performance of rebar [D]. Beijing: Tsinghua University, 1996. (in Chinese)
- [20] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015.
- (本文编辑: 苏泽云)



(上接第 49 页)

- [19] Ye M Y, Jiang H, Xu Y S, et al. Bouc-Wen hysteresis model parameter identification by means of hybrid intelligent technique [J]. Advanced Materials Research, 2010, 108(111): 1397-1402.
- [20] Ye M, Wang X. Parameter estimation of the Bouc-Wen hysteresis model using particle swarm optimization [J]. Smart Materials and Structures, 2007, 16(6): 2341.
- [21] Park R. Evaluation of ductility of structures and structural assemblages from laboratory testing [J]. Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering, 1989, 22(3): 155-166.
- [22] Zhang Y, Xu L H. Hysteretic behavior and parametric studies of a self-centering shear wall with tension-compression disc spring devices [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2021, 150: 109-123.
- [23] Gu A Q, Zhou Y, Xiao Y, et al. Experimental study and parameter analysis on the seismic performance of self-centering hybrid reinforced concrete shear walls [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019, 116: 409-420.
- [24] Mohammad K, Sajad H. Seismic behavior improvement of reinforced concrete shear wall buildings using multiple rocking systems [J]. Engineering Structures, 2015, 100: 577-589.
- [25] Yooprasertchai E, Hadiwijaya. Warnitchai. Seismic performance of precast concrete rocking walls with buckling restrained braces [J]. Magazine of Concrete Research, 2016, 68(9): 462-476.
- [26] Seismic test regulations for buildings: JGJ/T101—2015 [S]. Beijing: China Building Industry Press, 2015.
- [27] Acceptance criteria for special unbonded post-tensioned precast structural walls based on validation testing and commentary-an ACI standard: ACI ITG—5.1-07 [S]. USA: American Concrete Institute, 2007.
- [28] Priestley M J N, Park R. Strength and ductility of concrete bridge columns under seismic loading [J]. ACI Structural Journal, 1987, 84(1): 61-76.