

# 计及轴向压力的 T 型方钢管节点火灾条件下失效临界温度的计算方法

郭 骏<sup>1</sup>, 邵永波<sup>2</sup>

(1. 烟台大学土木工程学院, 山东 烟台 264005; 2. 西南石油大学机电工程学院, 成都 610500)

**摘 要:**承受轴力的 T 型方钢管节点, 当节点失效形式为主管表面屈服时, 可用塑性铰线模型计算管节点的极限承载力。对于火灾升温环境下的 T 型方钢管节点, 当其承受支管和主管轴力作用时, 通过对高温下钢材屈服强度的折减, 可以估算 T 节点失效时的临界温度。利用该理论和方法, 对 5 个不同几何参数的 T 节点模型在标准升温过程中的临界温度进行了估算, 并和有限元模拟的结果进行对比。研究表明: 利用塑性铰线理论和屈服强度折减方法可以较为精确地估算火灾环境下 T 型方钢管节点失效临界温度。

**关键词:** T 型方钢管节点; 塑性铰线模型; 屈服强度折减; 临界温度

**中图分类号:** TU391

**文献标志码:** A

## 引 言

钢管结构以其出色的力学性能被广泛应用于大跨结构和空间结构, 尤其在海洋工程中钢管结构更是以其绝对的优势得到建筑师的青睐。钢管构件之间通常以焊接形式连接, 即由管径较小的支管焊接于管径较大的主管表面形成管节点。由于主管的径向刚度通常小于支管的轴向刚度, 导致管节点成为管结构中的薄弱环节, 在高温环境下, 钢材的屈服强度及弹性模量都会急剧下降, 所以有必要对火灾条件下钢管节点的失效临界温度进行研究。

目前对于管节点在常温下的力学性能研究已有部分成果。武振宇等(1996)<sup>[1]</sup>对国内外学者在直接焊接钢管节点静力工作性能方面所进行的理论和实验研究作了介绍与总结, 对以后的发展趋势提出了看法。武振宇等(2002)<sup>[2]</sup>基于塑性铰线模型推导了在轴向压力影响下的 T 型方钢管节点的承载力公式。张骥等(2006)<sup>[3]</sup>对

考虑轴向压力作用下的方钢管节点的各种塑性铰线模型进行了分析和对比, 发现简化的阶梯型塑性铰线模型在估算 T 型方管节点的极限强度时精度更高。

对于管节点抗火性能方面的研究, 目前也有相关报道。陈成等(2013)<sup>[4]</sup>对 T 型圆钢管节点的抗火性能进行了有限元研究, 得到了不同荷载比和几何参数对节点抗火性能的影响。张红燕等(2014)<sup>[5]</sup>利用有限元软件 ABAQUS 对主管管壁加厚的 T 型圆钢管节点在高温恒载作用下的抗火性能进行了对比分析, 发现管壁加厚能有效提高 T 型圆钢管节点的抗火性能。杨杰等(2012)<sup>[6]</sup>通过有限元分析, 研究了 T 型方管节点在不同荷载水平下的主管变形和主管端部轴向反力随温度的变化规律, 以及临界温度与荷载水平的关系。刘明路等(2009)<sup>[7]</sup>用有限元方法计算了 T 型相贯节点在火灾下的极限承载力, 并通过参数分析得到了极限承载力随不同参数的变化规律。

相比较而言, 有关焊接钢管节点火灾条件下失效临

收稿日期: 2016-03-14

作者简介: 郭 骏(1990-), 男, 山东菏泽人, 研究生, 主要从事钢结构方面的研究, (E-mail) gcjwwjiaxiang@163.com;

邵永波(1973-), 男, 山东海阳人, 教授, 博士, 四川省千人计划特聘专家, 主要从事工程结构安全评估方面的研究, (E-mail) ybshao@swpu.edu.cn

界温度的理论模型方面的研究还很少。基于失效模式为主管表面屈服控制的方钢管节点常温承载力计算公式,结合欧洲规范中有关钢材高温下屈服强度的折减系数,对计及轴向压力的T型方钢管节点火灾环境下节点失效临界温度的理论模型进行探讨就成为一项非常有意义的研究工作。

### 1 T型方钢管节点临界温度理论模型

T型方管节点几何形状如图1所示,图中下标为0和1的变量分别表示主管和支管的尺寸参数。 $\beta$ 为支管宽度与主管宽度之比。当 $0.25 \leq \beta \leq 0.85$ 时,各国现行主要设计规范和设计指南(CIDECT)<sup>[8]</sup>均采用由塑性铰线理论推导出的公式计算T型方管节点的极限承载力。

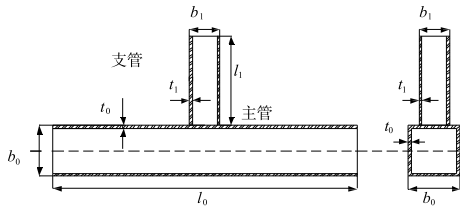


图1 T型方管节点

$$P_{cr} = f_{y0} t_0^2 \cdot \left[ \frac{2\beta}{1-\beta} + 4 \sqrt{1-\beta} \right] \quad (1)$$

式中, $f_{y0}$ 为主管常温下的屈服强度。规范中采用折减系数 $f(n)$ 折减公式(1)所计算的承载力,从而考虑弦杆轴向压力的影响。折减系数 $f(n)$ 在前期研究工作中提出了很多不同形式,这里采用公式(2)所示的Murray函数。

$$f(n) = 1 - n^2 \quad (2)$$

式中, $n = \sigma_{r0}/f_{y0}$ , $\sigma_{r0}$ 为主管轴向压应力。结合式(1)与式(2)可得常温下计及轴向压力影响的T型方管节点承载力计算公式为:

$$P_{cr} = f_{y0} t_0^2 \cdot \left[ \frac{2\beta}{1-\beta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right] \cdot (1 - n^2) \quad (3)$$

假设火灾条件下考虑轴向压力影响的T型方管节点承载力公式与常温下的承载力公式具有相同的形式即:

$$P_{cr} = f_{yT} t_0^2 \cdot \left[ \frac{2\beta}{1-\beta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right] \cdot (1 - n'^2) \quad (4)$$

式中, $P_{cr,T}$ 为高温下管节点承载力, $n' = \sigma_{r0}/f_{yT}$ , $f_{yT}$ 是高温下钢材屈服强度。对于承受支管端部轴向力 $P_b$ 的T型方钢管节点,在高温失效时该轴力即为高温下的节点承载力(即 $P_b = P_{cr,T}$ ),令

$$A = t_0^2 \left( \frac{2\beta}{1-\beta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right), B = \sigma_{r0}^2$$

得到求解高温下T节点失效时屈服强度的计算方程:

$$f_{yT}^2 - \frac{P_b}{A} f_{yT} - B = 0 \quad (5)$$

由式(5)解出

$$f_{yT} = \frac{P_b}{2A} + \sqrt{\left( \frac{P_b}{2A} \right)^2 + B} \leq f_{y0} \quad (6)$$

根据 $f_{yT}$ 和Eurocode 3<sup>[9]</sup>中有关钢材高温下屈服强度的折减系数,就可计算出考虑轴向压力影响的T型方管节点失效时的理论临界温度 $T_{cr}$ 。

Eurocode 3<sup>[9]</sup>中规定的钢材在高温下屈服强度折减系数见表1,表中未列出的温度对应的折减系数按线性插值方法计算。

表1 钢材屈服强度折减系数

温度/°C	折减系数	温度/°C	折减系数
20	1.000	700	0.230
100	1.000	800	0.110
200	1.000	900	0.060
300	1.000	1000	0.040
400	1.000	1100	0.020
500	0.780	1200	0.000

### 2 理论模型验证

采用大型通用有限元软件ABAQUS对考虑轴向压力影响的方管节点在火灾条件下的失效临界温度进行模拟计算,将所得失效临界温度与上述理论得到的临界温度进行对比,校验所提计算方法的可行性。

求解失效状态时屈服强度的计算方程(5)是由基于塑性铰线理论的承载力公式反推而来,校验所用模型在常温下的失效模式应为主管表面屈服,即常温下的承载力可以用公式(3)来进行计算。

#### 2.1 模型计算简图

有限元模型的建立基于图2所示的计算简图,主管一端为固定铰支座约束,一端为链杆约束。在链杆一侧沿主管轴向施加压力。

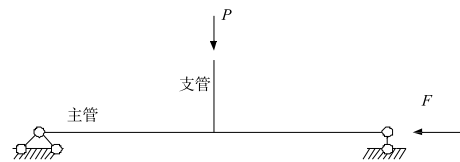


图2 T型方管节点计算简图

#### 2.2 有限元模型尺寸的选取

CIDECT<sup>[8]</sup>中对于公式(3)的应用列出了一些适用条件,分别如下:

$$0.25 \leq \frac{b_1}{b_0} \leq 0.85 \quad (7)$$

$$\frac{b_1}{t_1} \leq 1.25 \sqrt{1 - \frac{E}{f_{y0}}} \text{ 且 } \frac{b_1}{t_1} \leq 35 \quad (8)$$

$$10 \leq \frac{b_0}{t_0} \leq 35 \quad (9)$$

在此适用范围内,选取了 5 组模型尺寸,模型依次命名为 T1 - T5,模型尺寸见表 2。

表 2 T 型方管节点几何尺寸

模型名	$\beta$	$b_0/\text{mm}$	$t_0/\text{mm}$	$l_0/\text{mm}$	$b_1/\text{mm}$	$t_1/\text{mm}$	$l_1/\text{mm}$
T1	0.35	200	8.33	2000	70	8.33	420
T2	0.45	200	8.33	2000	90	8.33	420
T3	0.55	200	8.33	2000	110	8.33	420
T4	0.65	200	8.33	2000	130	8.33	420
T5	0.75	200	8.33	2000	150	8.33	420

### 2.3 常温承载力验证

利用通用有限元软件 ABAQUS 对考虑主管轴向压力影响的 T 型方管节点在常温下的承载能力进行模拟。钢材屈服强度  $f_{y0}$  取为 345 MPa,泊松比  $\mu = 0.3$ ,主管承受的轴向压力为 100 MPa,在支管顶部施加位移,通过求取支管顶部的反力来计算方管节点常温下的承载力。

有多种方法可以用来确定管节点的极限承载力,这里采用最常用的两种方法:第一种定义方法应用的前提是节点的荷载 - 变形曲线有明显的下降段,若有下降段则将节点的荷载 - 变形曲线的最高点所对应的荷载值作为其极限承载力;另一种方法是将节点部位主管的局部变形达到主管高度的 3% 时对应的荷载值作为节点的极限承载力。这两种定义方法可确定两个极限承载力的值。当荷载 - 变形曲线最高点对应的变形值大于主管高度的 3% 时,第二种方法确定的荷载值即为节点的极限承载力。如果荷载 - 变形曲线最高点对应的变形值小于主管高度的 3%,则将第一种方法确定的荷载值作为节点的极限承载力。主管局部变形定义为主管跨中上表面与中轴线位移之差。

图 3 为模型 T3 的变形图,可以看出 T 型节点失效发生在主管靠近焊缝周围的区域。

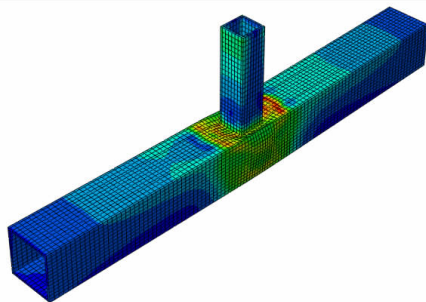


图 3 T3 常温变形图

有限元模拟所得常温承载力与公式(3)计算结果对比见表 3。表中  $P_{cr,E}$  为公式(3)计算结果,  $P_{cr,F}$  为有限元模拟结果,  $e$  定义为  $[(P_{cr,E} - P_{cr,F})/P_{cr,F}] \times 100\%$ 。

表 3 承载力对比

模型	公式计算	有限元模拟	相对误差
	$P_{cr,E}/\text{kN}$	$P_{cr,F}/\text{kN}$	$e/\%$
T1	132.4	116.4	13.8
T2	154.1	140.2	10.0
T3	184.4	174.4	5.7
T4	229.7	213.0	7.8
T5	307.0	277.4	10.6

由表 3 可以看出有限元模拟结果与公式(3)求解结果误差在 15% 以内,说明以上所选模型常温下考虑主管轴向压力影响的承载力可以由公式(3)来求解,所选模型尺寸可以用于下一步失效临界温度理论模型的有限元校验。

### 3 临界温度理论模型校验

#### 3.1 失效临界温度的定义

失效临界温度  $T_{cr}$  定义为主管变形达到 3%  $b_0$  时对应的 T 节点塑性铰线包围区域内钢材表面温度的平均值,如图 4 所示,这一区域的范围可以根据  $\beta$  确定。

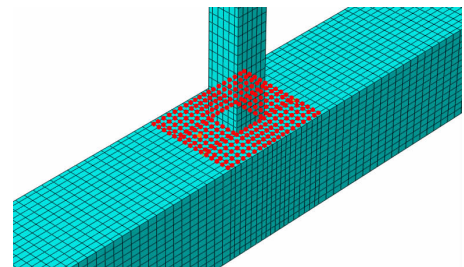


图 4 温度采集节点

#### 3.2 材料特性及环境温度

高温下钢材的应力应变关系选取 Eurocode 3<sup>[9]</sup> 中没有强化段的曲线形式,钢材 20 °C 时的弹性模量取为 206 GPa,屈服强度取为 345 MPa,泊松比在升温过程保持不变,  $\mu = 0.3$ 。火灾下钢材的各项物理性能均采用 Eurocode 3<sup>[9]</sup> 所规定的数值。

防火分析中能否准确模拟火灾环境至关重要,节点环境温度取国内外学者广泛采用的 ISO834<sup>[10]</sup> 标准升温

曲线,表达式如下:

$$T = T_0 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (10)$$

式中: $T$ 为升温过程中的环境温度; $T_0$ 为升温前的环境温度(20℃); $t$ 为升温时间。升温曲线如图5所示。

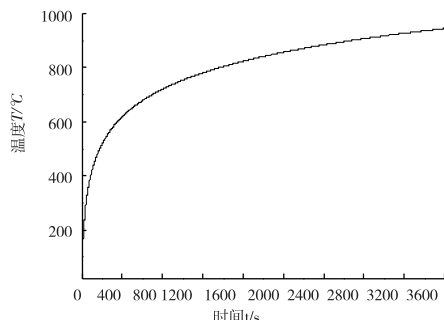


图5 ISO834 标准升温曲线

### 3.3 有限元模型

有限元建模时考虑了如下简化及假设:不考虑蠕变的影响;忽略高温对钢材金相组织的影响;对流及辐射系数取为常数。采用间接热力耦合的方法,不考虑力对管节点温度的影响。传热分析时,在整个模型外表面施加温度荷载,辐射系数取为0.7,对流系数取 $25(\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1})$ ;单元选取DC3D8。力分析时,主管两端约束与常温承载力模型相同,分析单元选取C3D8I。支管与主管相贯处网格加密以获得较高的计算精度。

文献[4]–[6]对间接热力耦合方法分析管节点抗火性能进行了详细介绍,并验证了该方法的精确性。

计算时先进行热分析,节点除承受温度荷载之外不受任何边界条件的约束,得到钢管的温度数据。力分析时,边界条件与常温承载力模拟时一致,在主管一端施加100MPa的轴向压力,分别选取节点常温承载力的30%、50%、70%施加在支管端部;节点平衡后再将热分析得到的温度数据导入模型,分析T型方管节点升温失效过程。

有限元分析过程中考虑高温引起的材料非线性及大变形引起的几何非线性。T节点模型支管顶部所施加的外荷载见表4。

表4 荷载水平

模型名	$P_{cr,F}/\text{kN}$	荷载水平		
		$0.3 P_{cr,F}/\text{kN}$	$0.5 P_{cr,F}/\text{kN}$	$0.7 P_{cr,F}/\text{kN}$
T1	116.4	34.9	58.2	81.5
T2	140.2	42.0	70.1	98.1
T3	174.4	52.3	87.2	122.1
T4	213.0	76.7	127.8	178.9
T5	277.4	83.2	138.7	194.2

### 3.4 临界温度对比

图6为模型T3在支管承受50%的常温承载力时,

节点在高温下的变形图。从中可以看出,T型方管节点在高温下的破坏模式与常温下的破坏模式类似,失效发生在主管表面靠近焊缝周围的区域。

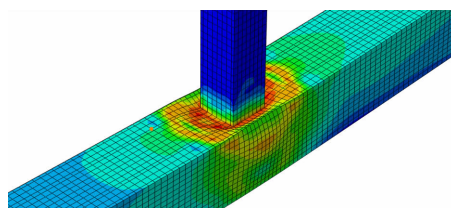


图6 T3 高温变形图(0.5 $P_{cr,E}$ )

T1–T5由临界温度模型计算所得临界温度与有限元数值模拟所得的临界温度对比见表5。 $T_{cr,E}$ 为临界温度模型计算所得失效临界温度, $T_{cr,F}$ 为有限元模拟得出的失效临界温度, $e$ 为两者相对误差,定义为 $[(T_{cr,E} - T_{cr,F})/T_{cr,F}] \times 100\%$ 。

表5 临界温度对比

模型	荷载水平/kN	$T_{cr,E}/\text{°C}$	$T_{cr,F}/\text{°C}$	$e/\%$
T1	0.3	614.7	586.6	4.8
	0.5	572.8	534.4	7.2
	0.7	530.3	448.1	18.4
T2	0.3	612.3	573.8	6.7
	0.5	568.2	523.4	8.6
	0.7	525.0	449.2	16.9
T3	0.3	609.3	573.8	6.2
	0.5	565.0	553.4	2.1
	0.7	518.4	487.9	6.3
T4	0.3	596.6	591.0	0.9
	0.5	567.2	555.8	2.0
	0.7	483.5	501.6	-3.6
T5	0.3	612.7	579.8	5.7
	0.5	570.0	545.6	4.5
	0.7	525.9	503.0	4.6

当荷载水平为30%及50%常温承载力时,由临界温度模型计算所得的失效临界温度与有限元数值模拟所得失效临界温度误差均在10%以内;当荷载水平为70%常温承载力时,T3、T4、T5的失效临界温度误差在10%以内,但T1、T2的失效临界温度误差超过了10%,支管顶端的应力水平高低对临界温度模型的预测精度有一定影响;当 $\beta$ 取值0.55、0.65、0.75时,临界温度模型计算精度要高于 $\beta$ 取值0.35和0.45时。

## 4 结论

通过对计及轴向压力影响的T型方管节点临界温度理论模型的推导和理论模型计算结果与有限元数值模拟结果的对比得出:

(1)临界温度理论模型可以较为精准地估算计及轴

向压力影响的 T 型方钢管在火灾条件下的临界温度。

(2) 临界温度理论模型估算的精确度与支管顶端的荷载水平及宽度比  $\beta$  有关。

(3) 临界温度理论模型有一定的适用范围,即 T 型节点的常温承载力能够通过塑性铰线理论求解。对于适用范围之外 T 型方钢管节点的临界温度计算方法有待于进一步研究。

#### 参 考 文 献:

- [1] 武振宇,张耀春.直接焊接钢管节点静力工作性能的研究现状[J].哈尔滨建筑大学学报,1996,29(6):102-109.
- [2] 武振宇,张耀春.轴向力作用下 T 型方管节点的塑性铰线分析[J].土木工程学报,2002,35(4):20-24.
- [3] 张骥,董满生,葛斐,等.计及轴向压力的方管节点塑性铰线模型[J].固体力学学报,2006,27(2):127-134.
- [4] 陈成,邵永波,杨杰.T 型圆钢管节点抗火性能的有限元研究[J].工程力学,2013,30(1):229-235.
- [5] 张红燕,邵永波,何树宾,等.主管管壁加厚的 T 型圆钢管节点抗火性能的有限元研究[J].烟台大学学报:自然科学与工程版,2014,27(2):141-147.
- [6] 杨杰,邵永波,陈成.T 型方管节点抗火性能的有限元分析[J].烟台大学学报:自然科学与工程版,2012,25(4):301-307.
- [7] 刘明路,赵金城,杨秀英,等.海洋平台 T 型相贯节点抗火性能研究[J].海洋工程,2009,27(3):6-13.
- [8] WARDENIER J,KUROBANE Y,PACKER J A,et al. Design guide for Circular Hollow(CHS)joints under predominantly static loading[S].2nd ed. CIDECT, Geneva, Switzerland,2008.
- [9] Eurocode 3.Design for steel structures[S].ENV 1993-1.1:1992,1992.
- [10] ISO 834-1:1999.Fire-resistance tests-Elements of building construction-Part 1:General requirements[S].1999.
- [11] ZHAO X L,HANCOKE G J.A theoretical analysis of the Plastic Moment Capacity of an Inclined Yield Line under Axial Force[J].Thin-Walled Structures,1993,15(3):185-207.
- [12] HUANG Z F,TAN K H,TING S K.Heating Rate and boundary restraint effects on fire resistance of steel columns with creep[J].Engineering Structures,2006,28(6):805-817.

## Method for Calculating Failure Critical Temperature Square Hollow Section Tubular T-joints Under Fire Conditions by Considering Effect of Chord Compression

GUO Jun<sup>1</sup>, SHAO Yongbo<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Yantai University, Yantai 264005, China;

2. School of Mechatronic Engineering, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China)

**Abstract:** For square tubular T-joints subjected to axial load, yield line model can be used to calculate the load carrying capacity when the failure mode is local yielding of the top tube face around the weld toe. The critical temperature of a square tubular T-joint subjected to axial compression at both the brace end and the chord end in a fire warming condition can be estimated by reducing the yield strength of the steel material at high temperature. Using this theory and method, the critical temperatures of five T-joints with different geometric parameters in a heating process was estimated, and the predicted results were compared with the simulated results obtained from finite element analysis. The results indicate that the yield line model and the reduction of the yield strength can be used accurately to estimate the failure critical temperature of a square tubular T-joint in fire condition.

**Key words:** square tubular T-joint; yield line model; yield strength reduction; critical temperature