

# 铝合金构件 T 形连接承载性能

徐 晗, 郭小农, 罗永峰

(同济大学 建筑工程系, 上海 200092)

**摘要:** 基于 Kulak 计算模型, 验证并比较了中国和欧洲铝合金结构规范的相关设计公式, 完成了 9 组共 25 个国产铝合金构件 T 形连接的试验, 对试验结果和按规范公式的计算结果进行了比较, 进行了大规模的 T 形连接数值计算, 考察连接几何参数对其破坏模式和极限承载力的影响, 并分析了 T 形连接几何参数对其翼缘有效长度的影响。根据试验和数值模拟结果, 进一步完善了 T 形连接的计算模型和基本假定, 并基于欧洲铝合金结构规范公式提出了修正公式。

**关键词:** 铝合金构件 T 形连接; 极限承载力; 试验研究; 数值模拟; 修正公式

**中图分类号:** TU395

**文献标识码:** A

## Load-bearing Capacity of Aluminum Alloy T-stub Joints

XU Han, GUO Xiaonong, LUO Yongfeng

(Department of Building Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** On the basis of Kulak prying model, the formulas for calculating ultimate load-bearing capacity of T-stub joints in Chinese code and European code are verified and compared. Tests of 25 T-stub joints consisting of 9 groups are conducted. Furthermore, large-scale of numerical parametric analysis is performed to investigate the influence of several geometrical parameters on the behavior of aluminum alloy T-stub joints including failure modes, ultimate load-bearing capacity and effective length of flanges. Based on the test results and numerical results, the model and assumptions of T-stub joints are modified. Finally, the correction formulas based on EC9 are obtained.

**Key words:** aluminum alloy T-stub joints; ultimate load-bearing capacity; experimental research; numerical simulation; correction formulas

国内关于铝合金构件 T 形连接的研究较少, 相关成果较为匮乏。同济大学的李静斌等<sup>[1]</sup>采用数值方法对 T 形连接件的塑形发展过程进行模拟, 并完成了数个试验。其研究建议采用欧洲钢结构规范(EN1993-1-1)<sup>[2]</sup>的相关公式对铝合金构件 T 形连接进行设计。该建议被中国铝合金结构设计规范(GB50429—2007)<sup>[3]</sup>采纳。然而, 铝合金的弹性模量仅为钢材的 1/3, 且无明显屈服平台, 导致铝合金构件 T 形连接的破坏模式更加复杂。对此, 有必要补充适量的试验, 并结合数值模拟成果, 修正理论计算模型, 以提出更准确的设计公式。

## 1 铝合金构件 T 形连接受力机理及现行规范设计公式

GB50429 和欧洲铝合金设计规范(EN1993-1-1)<sup>[4]</sup>都采用 Kulak 模型<sup>[5]</sup>(图 1)推导 T 形连接的设计公式。该模型假定撬力集中作用在翼缘板边缘, 而螺栓拉力通过螺栓孔形心, 且不计螺杆弯曲。图 1 中  $P_B$  为螺栓拉力,  $T_f$  为翼缘厚,  $L_A$  为螺栓边距,  $L_G$  为螺栓至腹板间距,  $Q$  为撬力,  $2F$  为外荷载,  $m_0$  和  $\alpha m_0$  分别为腹板根部截面及螺栓线截面单位宽度的弯矩。图 2 给出了 T 形连接的几何参数, 其中  $D_h$  为螺栓孔径,  $L$  为翼缘总宽,  $L_t$  为翼缘总长,  $L_{te}$  为腹板根部翼缘截面有效长度。螺栓线处翼缘截面的有效长度为  $\delta_a L_{te}$ ,  $\delta_a$  为考虑螺栓孔削弱的折减系数。

根据图 1 的计算模型和图 2 的几何参数, 可以写出隔离体的平衡方程如下:

$$\begin{cases} (1 + \alpha \delta_a) m_0 L_{te} = FL_G \\ QL_A = \alpha \delta_a m_0 L_{te} \\ P_B = F + Q \end{cases} \quad (1)$$

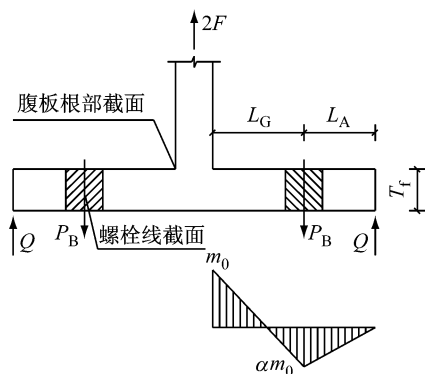


图 1 Kulak 模型

Fig.1 Kulak model

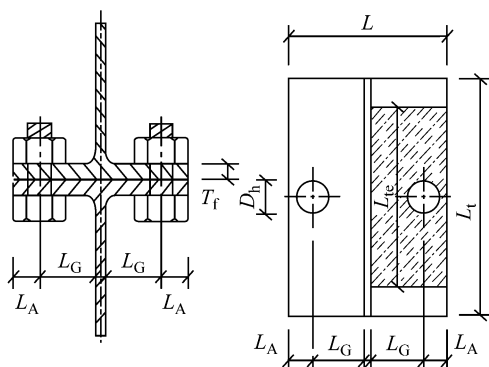


图 2 T形连接的几何参数

Fig.2 Geometric parameters of T-stubs

在 GB50429 中, T 形连接考虑 3 种破坏模式. 模式 1: 翼缘明显比螺栓弱, 破坏时腹板根部及螺栓线处翼缘截面形成塑性铰; 模式 2: 破坏时螺栓拉断, 仅腹板根部的翼缘截面达到屈服, 形成塑性铰, 翼缘端部存在明显撬力; 模式 3: 破坏时螺栓拉断, 翼缘变形较小, 撬力可忽略不计. 根据破坏模式和式(1), 隔离体的极限承载力设计公式为

$$\begin{cases} F_1 = \frac{L_t T_f^2 f}{2L_G} \\ F_2 = \frac{L_t T_f^2 f}{4(L_G + L_A)} + \frac{L_A \cdot P_B}{L_G + L_A} \\ F_3 = P_B \end{cases} \quad (2)$$

式中:  $f$  为铝合金抗弯强度设计值;  $F_1$ 、 $F_2$  及  $F_3$  分别为对应各破坏模式的承载力. 式(2)在计算翼缘截面的抵抗弯矩时, 采用翼缘总长而非有效长度, 使计算结果可能偏大. 此外,  $f$  对应于材料弹性极限而非极限强度, 又使结果偏于保守.

EC9 将铝合金 T 形连接的破坏模式 2 再细分为两个模式. 模式 2a: 腹板根部翼缘截面在螺栓达到屈服前首先撕裂破坏; 模式 2b: 螺栓首先拉断, 而翼缘尚未破坏. 承载力计算公式如下:

$$\begin{cases} F_1 = \frac{1 + \delta_a}{L_G} M_u \\ F_{2a} = \frac{M_u + P_{B0} \cdot L_A}{L_G + L_A} \\ F_{2b} = \frac{M_0 + P_{Bu} \cdot L_A}{L_G + L_A} \\ F_3 = P_{Bu} \end{cases} \quad (3)$$

式中:  $P_{B0}$  及  $P_{Bu}$  分别为螺栓的屈服拉力和轴心抗拉极限承载力;  $M_u$  及  $M_0$  分别为腹板根部翼缘截面的极限弯矩和屈服弯矩;  $F_1$ 、 $F_{2a}$ 、 $F_{2b}$  及  $F_3$  为对应各破坏模式的承载力. EC9 公式考虑了铝合金的强化特性以及更合理的破坏模式, 并对翼缘的有效长度给出了详细规定, 其计算理论更加准确, 但简便性相对较差.

## 2 铝合金构件 T 形连接承载力试验

### 2.1 试验介绍与准备

本文进行了两类 T 形连接试验. 第一类试验为铝合金 T 形件与钢 T 形件的连接试验, 可近似为铝合金 T 形件与刚性底板的连接, 如图 3a 所示, 包括 3 组 9 个试验. 第二类为两对称的铝合金 T 形件的连接试验, 如图 3b 示, 包括 6 组 16 个试验. 同组试验试件的公称尺寸及螺栓规格相同. 铝合金材质为国产 6061-T6 挤压型材, 钢材为 Q345B, 螺栓为不锈钢 A2-70. 各组试件尺寸的公称值见表 1. 表 1 中  $f_{bu}$  为螺栓的实测抗拉强度.

正式试验前, 在铝合金连接件上取样制作 6 个拉伸试件, 通过拉伸试验得到铝合金的弹性模量  $E$ 、名义屈服强度  $f_{0.2}$ 、抗拉强度  $f_u$ 、极限应变  $\epsilon_u$  及硬化系数  $n$ , 实测平均值见表 2. 此外, 本文对 6 种规格的 48 个螺栓进行了单独拉伸试验, 得到各螺栓的抗拉强度  $f_{bu}$ , 列于表 1. 部分拉伸试验试件照片如图 3 所示.

### 2.2 试验结果

图 4 所示为所有铝合金连接件试验破坏照片. 表 3 列出了各连接试验的极限承载力及破坏模式, 并与 GB50429 公式、EC9 公式和有限元计算结果进行比较. 其中,  $F_{te}$  为试件实测承载力,  $F_{nu}$  为有限元模拟得到的承载力,  $F_{gs}$ 、 $F_{es}$  及  $F_{is}$  分别为 GB50429 公式、EC9 公式及下文的修正公式求出的承载力. 为验证规范公式的合理性, 计算时均采用材性试验测得的材性参数, 且不考虑材料抗力分项系数.

表 1 各组试验信息汇总

Tab.1 The main dimensions of each group of test specimens

试验组号	试验编号	底板类型	$T_f/\text{mm}$	$D_b/\text{mm}$	$L_t/\text{mm}$	$L_A/\text{mm}$	$L_G/\text{mm}$	$L/\text{mm}$	$f_{bu}/\text{MPa}$
G1	T-M12-1~T-M12-3	刚性底板	5	12.5	170	15	31.6	100	637.32
G2	T-M14-1~T-M14-3	刚性底板	5	14.5	170	15	31.6	100	861.75
G3	T-M16-1~T-M16-3	刚性底板	5	16.5	170	15	31.6	100	713.95
G4	T-M5-1	对称 T 形件	5	5.5	200	10	21.5	70	839.04
G5	T-M5-2~T-M5-4	对称 T 形件	6	5.5	50	10	20	65	839.04
G6	T-M5-5~T-M5-7	对称 T 形件	6	5.5	50	15	15	65	839.04
G7	T-M5-8~T-M5-10	对称 T 形件	6	5.5	70	15	15	65	839.04
G8	T-M6-1~T-M6-3	对称 T 形件	5	6.5	65	15	17	65	724.92
G9	T-M6-4~T-M6-6	对称 T 形件	5	6.5	70	15	17	65	724.92

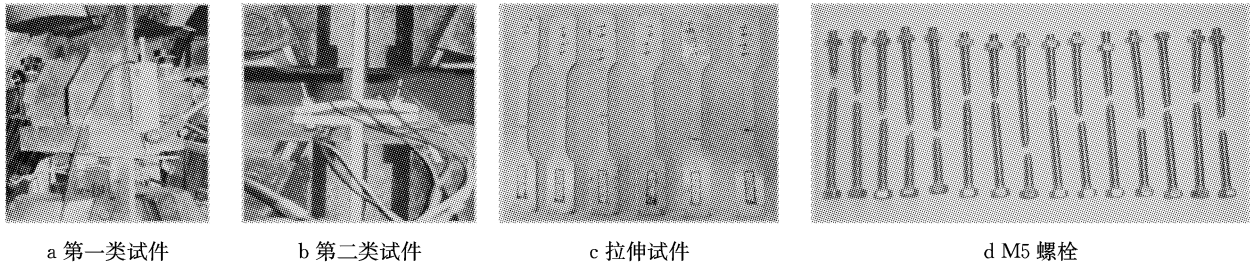


图 3 部分试验照片

Fig.3 Some of photographs of tests

表 2 铝合金拉伸试验结果平均值

Tab.2 The average results of tension tests for aluminum alloy

试样编号	$E/\text{MPa}$	$f_u/\text{MPa}$	$f_{0.2}/\text{MPa}$	$\epsilon_u/10^{-6}$	$n$
平均值	67 738	290.27	253.43	57 286	24.72

根据表 3,两个规范公式在预估破坏模式时都有

较大的偏差。GB50429 公式计算结果与试验更接近,原因是其采用翼缘总长,使承载力计算值偏大。EC9 公式在计算理论上较 GB50429 公式稍为合理,但得到的结果却不尽如人意,需要进行修正。

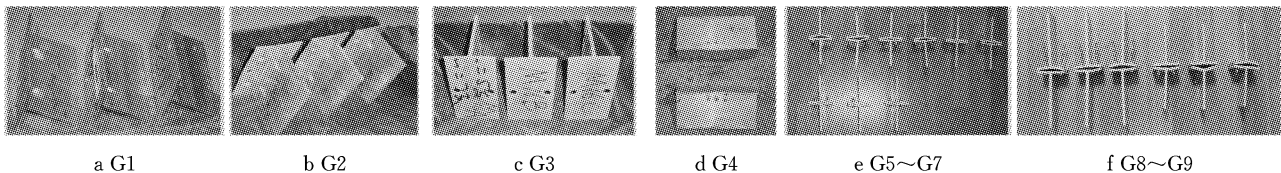


图 4 各组铝合金连接件破坏照片

Fig.4 Photographs of different groups of damaged aluminum T-stubs

### 3 铝合金构件 T 形连接数值分析

#### 3.1 有限元模型介绍和验证

采用通用有限元软件 Abaqus 取对称的半个连接区域建模分析。模型不考虑螺纹、垫圈,并假设加载时不出现滑丝。单元类型选用线性减缩积分单元 C3D8R。文献[6]表明,采用该单元对铝合金构件 T 形连接建模分析可以获得相当合理的计算结果。

铝合金连接件材料采用 Ramberg-Osgood<sup>[7]</sup> 本构模型,材性参数根据表 2 确定。不锈钢螺栓材料本构关系采用双线性模型,钢连接件为理想弹塑性材料,材性参数均由规范确定。

首先,对有限元模型进行校验,计算结果详见表 3。表中,试验观测的破坏模式根据 EC9 的相关定义确定,并对同组试验的破坏模式进行整合,便于与理论结果比较。由破坏模式可看出,数值分析结果与试验实测结果完全一致。有限元得到的承载力与实测承载力的比值在 0.76~1.02 之间,平均为 0.89。说明数值分析结果可信度较高,有限元建模分析方法足够准确。

#### 3.2 有限元参数分析

本文进行了共计 7 个系列,515 个铝合金 T 形连接的数值计算,研究几何参数对连接破坏模式、极限承载力和 T 形件翼缘有效长度的影响。

##### 3.2.1 各参数对连接破坏模式及极限承载力影响

本节建立了两个系列模型——系列 1 与系列 2，分别针对 6 种不同的螺栓规格及 3 种不同的螺栓边距系数，研究接头极限承载力随翼缘厚度的变化情况。翼缘厚度从 4 mm 起，按 0.5 mm 逐级增大。

系列 1 分析最终得到 12 条  $F_{nu}-T_f$  曲线(图 5)。系列 2 分析最终得到 6 条  $F_{nu}-T_f$  曲线(图 6)。

图例“FEM”表示对应曲线是通过有限元模拟获得，“EC9”表示曲线由 EC9 公式计算获得。图 5 中“M5”表示采用 M5 螺栓，其余类推。图 6 中螺栓边距系数  $e=L_A/L_G$ ，部分 EC9 公式曲线超过了相应的有限元曲线，计算结果偏大，可见 EC9 的相关计算公式不够安全。

表 3 各试验极限承载力与破坏模式汇总

Tab.3 The ultimate bearing capacity and failure mode of each test

组号	试验 编号	试验实测			GB50429		EC9		有限元		修正公式		承载力比较			
		$F_{te}$ /kN	破坏 模式	破坏模式 (整合)	$F_{gs}$ /kN	破坏 模式	$F_{es}$ /kN	破坏 模式	$F_{nu}$ /kN	破坏 模式	$F_{is}$ /kN	破坏 模式	$\frac{F_{gs}}{F_{te}}$	$\frac{F_{es}}{F_{te}}$	$\frac{F_{nu}}{F_{te}}$	$\frac{F_{is}}{F_{te}}$
G1	T-M12-1	51.02	1										0.65	0.52	0.76	0.71
	T-M12-2	44.44	1	1	33.4	1	26.38	1	38.97	1	36.04	1	0.75	0.59	0.88	0.81
	T-M12-3	50.08	1										0.67	0.53	0.78	0.72
G2	T-M14-1	65.84	1										0.51	0.40	0.88	0.57
	T-M14-2	63.48	1	1	33.66	1	26.32	1	57.76	1	37.27	1	0.53	0.41	0.91	0.59
	T-M14-3	64.06	1										0.53	0.41	0.90	0.58
G3	T-M16-1	64.78	1										0.52	0.40	0.95	0.60
	T-M16-2	62.66	1	1	33.66	1	26.16	1	61.82	1	38.75	1	0.54	0.42	0.99	0.62
	T-M16-3	67.36	1										0.50	0.39	0.92	0.58
G4	T-M5-1	24.90	2b	2b	17.07	3	14.05	2a	21.60	2b	14.38	2b	0.69	0.56	0.87	0.58
G5	T-M5-2	18.10	2b										0.75	0.78	0.93	0.83
	T-M5-3	16.60	2b	2b	13.53	2	14.19	2a	17.84	2b	14.94	2b	0.82	0.85	1.02	0.90
	T-M5-4	18.30	2b										0.74	0.78	0.92	0.82
G6	T-M5-5	21.60	2a										0.74	0.78	0.93	0.83
	T-M5-6	22.30	2b	2b	16.08	2	16.80	2a	20.80	2b	17.97	2b	0.72	0.75	0.90	0.81
	T-M5-7	22.20	2b										0.72	0.76	0.91	0.81
G7	T-M5-8	26.00	2b										0.66	0.75	0.85	0.85
	T-M5-9	25.96	2b	2b	17.07	3	19.62	2a	23.12	2b	22.21	2b	0.66	0.76	0.86	0.86
	T-M5-10	26.00	2b										0.66	0.75	0.85	0.85
G8	T-M6-1	26.40	2b										0.68	0.65	0.90	0.73
	T-M6-2	26.90	2b	2b	17.95	2	17.14	2a	23.87	2b	19.28	2b	0.67	0.64	0.89	0.72
	T-M6-3	26.30	2b										0.68	0.65	0.91	0.73
G9	T-M6-4	30.10	2b										0.64	0.61	0.86	0.68
	T-M6-5	28.30	2b	2b	19.13	2	18.46	2a	27.05	2b	20.58	2b	0.68	0.65	0.92	0.73
	T-M6-6	29.90	2b										0.64	0.62	0.87	0.69
承载力比较平均值													0.65	0.62	0.89	0.73

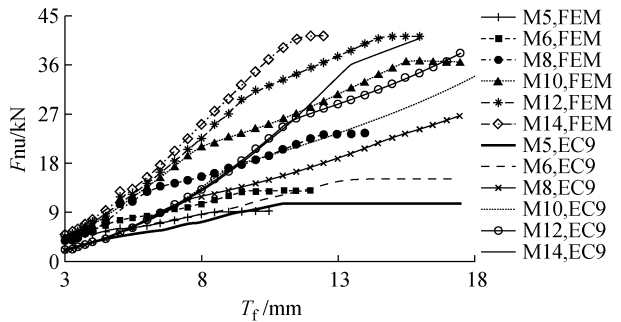


图 5 系列 1  $F_{nu}-T_f$  曲线  
Fig.5 The  $F_{nu}-T_f$  in Series 1

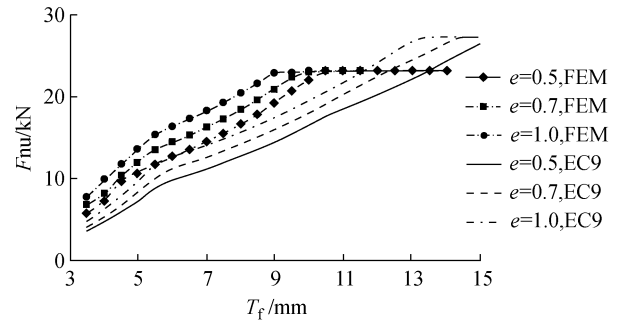


图 6 系列 2  $F_{nu}-T_f$  曲线  
Fig.6 The  $F_{nu}-T_f$  in Series 2

3.2.2 各参数对 T 形件翼缘有效长度的影响

本节建立了 5 个系列模型——系列 3~系列 7，研究连接件几何参数对翼缘有效长度  $L_{te}$  的影响，并

验证 EC9 的相关公式。模型系列 3~7 的翼缘总长  $L_t$  最小值均为 30 mm，并按 10 mm 每级逐级增大至 200 mm。系列 3、4 及 6 模型的 T 形件翼缘宽度  $L$  均

为 65 mm. 分析获得各系列的  $F_{nu}-L_t$  曲线如图 7 所示. 大体上, FEM 曲线与 EC9 结果曲线形状均较

为相似, 表明 EC9 公式所求得的有效长度均与 FEM 结果吻合得较好.

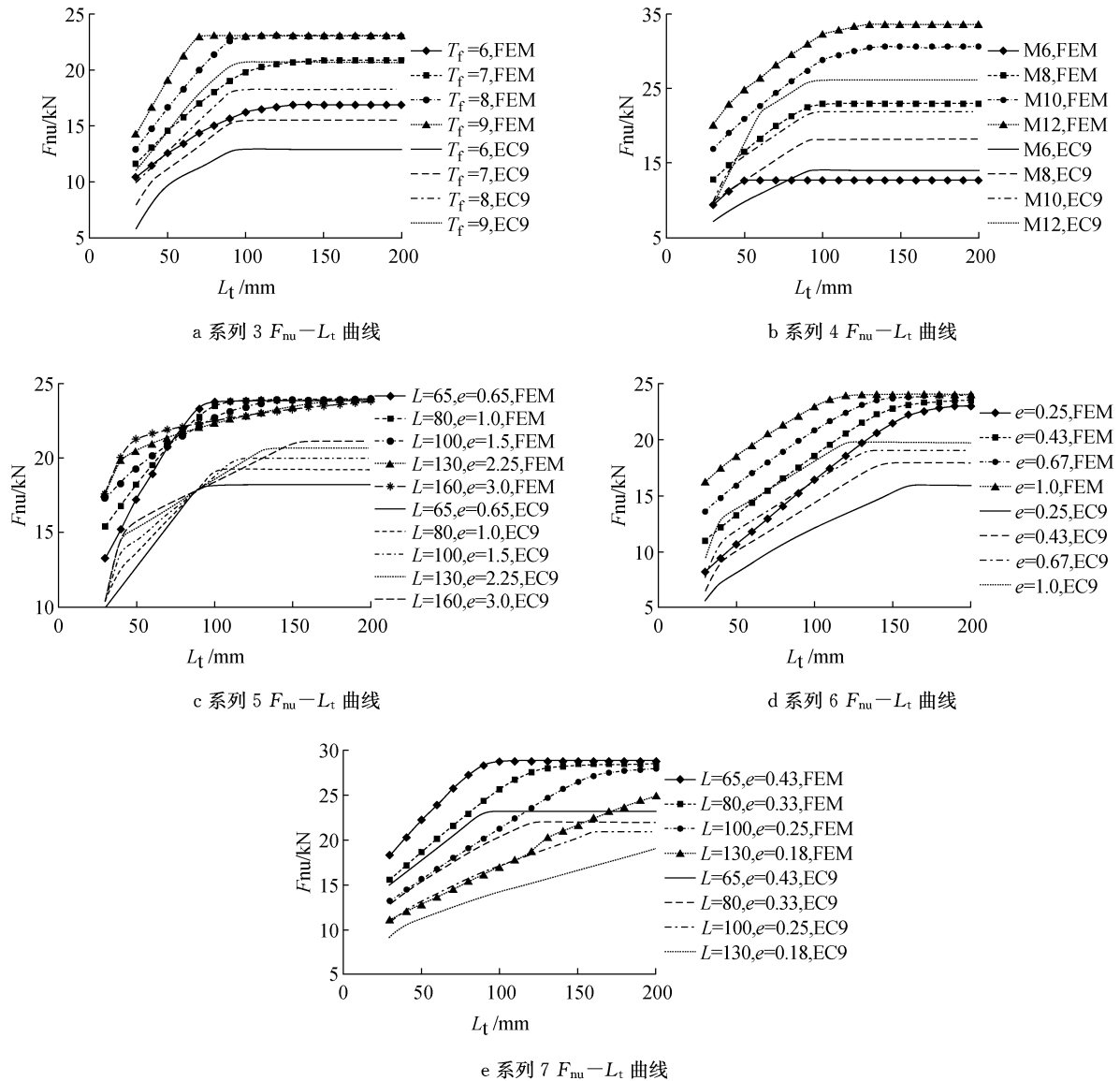


图 7 系列模型 3~7 的  $F_{nu}-L_t$  曲线

Fig. 7 The  $F_{nu}-L_t$  in Series 3~7

## 4 铝合金构件 T 形连接极限承载力的改进公式

### 4.1 对 EC9 公式的修正

根据试验和有限元结果, 螺栓的最终破坏总带有一定的弯曲, 这与螺栓力作用于螺栓孔形心, 且螺栓弯曲可以忽略的假定有较大出入. 因此, 需要对计算理论进行修正, 以获得更为准确的设计公式. 有限元模拟计算表明随着 T 形连接的破坏模式从模式 1 逐渐变化到模式 3, 螺杆内的应力逐渐增大, 且分布

逐渐趋向均匀. 相应螺栓力的作用位置逐渐趋向螺栓形心. 当连接破坏为模式 2b 或模式 3 时, 螺栓达到弹塑性极限状态, 此时螺栓力偏心较小, 但由于螺栓力较大, 螺杆依旧存在不可忽略的弯矩.

EC9 公式都完全忽略了螺栓力的偏心. 当连接发生模式 1 和模式 2a 破坏时, 显然不准确. 对此, 可采用如图 8 所示的修正 Kulak 模型, 图中  $L'_A$  和  $L'_G$  分别为螺杆合力至翼缘趾部和根部的距离. 该计算模型也是由 Kulak 提出, 但未被 EC9 规范采用.

根据图 8 所示模型, 可以得到隔离体的平衡方程为

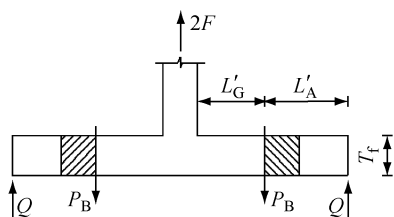


图 8 修正的 Kulak 计算模型示意图

Fig. 8 The modified Kulak model

$$\begin{cases} (1 + \alpha\delta_a)m_0L_{te} = L'_G F \\ QL'_A = \alpha\delta m_0L_{te} \\ P_B = F + Q \end{cases} \quad (4)$$

式中,  $L'_A$  与  $L'_G$  可按式计算:  $L'_A = L_A + \frac{D_0}{2}$ ,  $L'_G = L_G - \frac{D_0}{2}$ .

由此,承载力计算公式可相应地修正为

$$F_1 = 2\left(\frac{1 + \delta_a}{L'_G}\right)M_u, \quad F_{2a} = \frac{2M_u + \sum P_{B0} \cdot L'_A}{L'_G + L'_A} \quad (5)$$

对于破坏模式 2b,螺栓发生拉弯破坏,螺栓力偏心可以根据螺栓的弯矩确定,即

$$M_b = \delta_b r P_{BU} \quad (6)$$

式中:  $M_b$  为螺杆抗弯承载力;  $P_{BU}$  为螺栓偏心抗拉承载力;  $\delta_b$  为螺栓力偏心系数;  $r$  为螺杆有效半径.

若规定螺栓的破坏准则为边缘应变  $\epsilon_r$  达极限拉应变,即:  $\epsilon_r = \epsilon_u$ . 当连接的破坏模式为模式 2b 及模式 3 时,螺杆的破坏截面完全进入受拉屈服. 因此,在提出修正公式时,可偏于安全地做如下假设:当铝合金 T 形连接发生模式 2b 及模式 3 破坏时,螺杆一侧边缘达极限拉应变,而另一侧边缘应变为弹性极限,即此时螺杆恰好全截面进入塑形,则螺杆的弯矩及轴力为

$$M_b = \frac{\pi r^3}{4} \cdot \frac{f_{bu} - f_{b0}}{2} \quad (7a)$$

$$P_{BU} = \pi r^2 \cdot \frac{f_{bu} + f_{b0}}{2} \quad (7b)$$

式中:  $f_{bu}$  为螺栓的抗拉强度;  $f_{b0}$  为螺栓的名义屈服强度. 将式(6)代入式(7a),求得螺栓力偏心系数为

$$\delta_b = \frac{1}{4} \cdot \frac{f_{bu} - f_{b0}}{f_{bu} + f_{b0}} \quad (8)$$

国家标准 GBT3098. 6—2000<sup>[7]</sup> 给定的 A2-70 不锈钢螺栓抗拉强度和名义屈服强度的比值为 2.38,因此,本文对各规格不锈钢螺栓的  $f_{bu}$  与  $f_{b0}$  比值也近似地取为 2.38. 由此可求得  $\delta_b$  值约为 0.10,

即此时螺栓力的偏心仅为螺杆有效半径的 10%. 上述推导是基于螺栓的内边缘应变仅为弹性极限,而实际情况为破坏时螺栓内边缘也早已屈服,即式(8)求得的  $\delta_b$  值较实际偏大. 因此,对于破坏模式 2b,可近似认为螺栓力作用于螺栓孔形心. 此时结果与实际误差很小,且偏于安全.

引进螺栓塑性拉弯修正系数  $1/k_b$ ,破坏时,螺杆的极限拉力可记为

$$P_{BU} = \frac{1}{k_b} \cdot \pi r^2 f_{bu} = \frac{1}{k_b} \cdot P_{BU} \quad (9)$$

将式(9)代入式(7b)可求得

$$\frac{1}{k_b} = \frac{f_{bu} + f_{b0}}{2f_{bu}}$$

对于国产不锈钢螺栓,  $1/k_b$  约为 0.71,因此,有必要对螺栓极限承载力进行折减. 由此可以导出对于发生破坏模式 2b 的铝合金 T 形连接的极限承载力计算公式为

$$F_{2b} = \frac{2M_0 + \sum \left(\frac{1}{k_b} P_{BU}\right) \cdot L_A}{L_G + L_A} \quad (10)$$

对于破坏模式 3,螺栓发生拉弯破坏. 同样应考虑螺栓极限承载力折减,修正公式为

$$F_3 = \sum \left(\frac{1}{k_b} P_{BU}\right) \quad (11)$$

采用本文的修正公式,计算试验各试件极限承载力的结果列于表 3. 计算结果表明,与 EC9 公式相比,预估连接的破坏模式时,修正公式有显著的改善. 修正公式求得的连接极限承载力也更加接近实测结果,平均比值为 0.73. 可见,修正公式虽然较 GB50429 公式及 EC9 公式更为繁杂,但其准确性显著提高.

#### 4.2 修正公式与有限元结果比较

为了检验修正公式的准确性,将修正公式与部分有限元参数分析的结果进行比较. 图 9—10 分别为系列 1 和系列 2 模型数值结果与修正公式计算结果的比较. 图例“修正”表示曲线由修正公式求得. 在图中曲线的模式 1~模式 2b 阶段,修正公式曲线较 EC9 公式曲线更靠近 FEM 曲线,且未与 FEM 曲线相交. 到模式 3 阶段,修正公式的曲线均在 FEM 曲线下方,且距离很小. 表明无论 T 形连接发生何种破坏模式,修正公式求得的极限承载力总是比实际极限承载力低,且修正公式的结果比 EC9 公式结果更加准确.

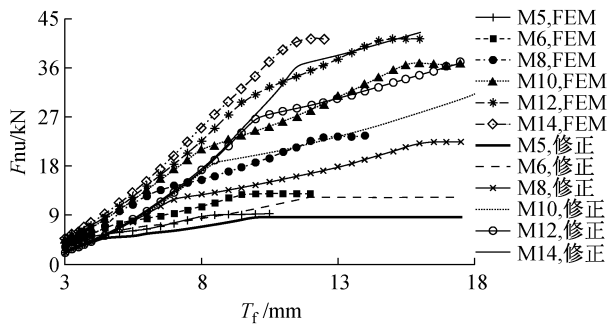


图 9 系列 1 模型的数值结果与修正公式结果比较

Fig.9 The results of correction formulas to the models in Series 1

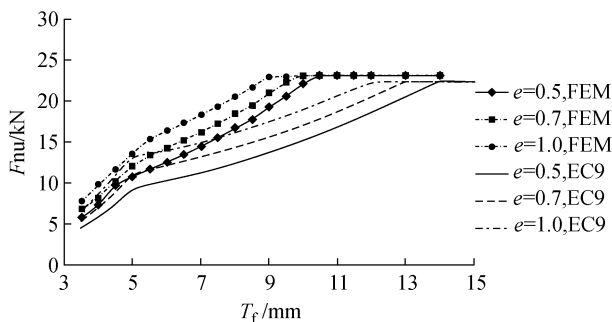


图 10 系列 2 模型的数值结果与修正公式结果比较

Fig.10 The results of correction formulas to the models in Series 2

## 5 结论

本文通过对铝合金构件 T 型连接的理论分析与试验研究,得到以下结论:

(1) 现行 GB50429 中 T 形连接的设计公式,没有充分考虑铝合金和钢材的材性差异,计算翼缘截面抗弯承载力时,采用翼缘总长而非有效长度. 现行 EC9 中 T 形连接的设计公式,考虑了铝合金的应变硬化性能,并对翼缘有效长度给出了详细规定. 理论上,EC9 公式比 GB50429 公式更加准确.

(2) 比较规范公式计算结果和试验结果表明,GB50429 公式和 EC9 公式均与实测结果有较大误差,且 EC9 公式结果的误差更大,说明 EC9 公式的理论模型和基本假定有缺陷.

(3) 试验研究和有限元分析结果表明,螺栓力作用于螺栓孔形心的假定不合理,并可能使计算结果偏大. 根据试验研究和数值模拟观察的破坏现象,本文对 T 形连接的理论模型进行修改,并修正了螺栓力的相关假定,从而在 EC9 公式的基础上得到了修正公式. 通过与试验和有限元结果比较,验证了修正公式的有效性和精确性.

## 参考文献:

- [1] 李静斌,张其林,丁洁民. 铝合金栓接节点承载性能研究[J]. 建筑钢结构进展,2008,10(1): 15.  
LI Jingbin, ZHANG Qilin, DING Jiemin. Study on load-bearing capacity of aluminum bolted joints[J]. Progress in Steel Building Structures, 2008,10(1): 15.
- [2] ECCS. CEN/TC250/SC3 Eurocode 3 part 1.8—design of joints [S]. [S. l.]: European Committee for Standardisation, 1993.
- [3] GB50429—2007 铝合金结构设计规范[S]. 北京:[s. n.],2007.  
GB50429—2007 Code for design of aluminum structures. Beijing:[s. n.],2007.
- [4] ECCS. CEN/TC 250/SC9-PT9 Eurocode 9 Part1. 1 Design of aluminum structures [S]. [S. l.]: Nederlands Normalisatie-instituut,1997.
- [5] Kulak G L, Fisher J W. Guide to design criteria for bolted and riveted joints [M]. 2nd ed. New York: John Wiley & Sons, 1987.
- [6] GB/T 3098.6—2000 紧固件机械性能不锈钢螺栓、螺钉和螺柱 [S]. 北京:[s. n.],2000.  
GB/T 3098.6—2000 Mechanical properties of Fasteners-Bolts, screws and studs made of stainless-steel[S]. Beijing: [s. n.], 2000.
- [7] Matteis De G, Mandara A, Mazzolani F M. T-stub aluminium joints: influence of behavioural parameters[J]. Computers and Structures,2000,78(2):311.