

# 简支工形钢梁弹塑性 整体稳定影响因素及合理设计准则初探

陈友泉

(建工系建筑结构教研室)

## 提 要

本文采用有限单元法计算钢梁中不同残余应力模型、荷载形式、截面尺寸、材料性质等因素对简支工形钢梁的整体失稳临界曲线的影响。认为我国钢结构设计规范应针对轧制型钢梁和焊接板梁的残余应力模不同而采用两条不同的失稳临界曲线,不同荷载形式也会影响到失稳临界曲线的形态,可考虑用简单的系数加以修正。

## 一、引 言

工形梁主要承受腹板平面内的弯矩并在该平面内弯曲,当荷载达到一定数值后就可能因侧向弯曲和扭转而丧失整体稳定。这类问题的弹性解并不困难,Nethercot提出过统一的简化计算公式〔1〕,编写弹性解的电算程序也较容易。可以认为工形梁的弹性解研究的比较成熟。然而这类弹性解只适用于长细比很大的梁,不适用于一般工程上实用的中等长细比的梁。由于实际梁中存在有种种缺陷,特别是由于存在残余应力,使得中等长细比的梁在整体失稳时处于弹塑性状态,此时材料的本构关系是非线性的,求解就很困难了。Trahair等人考虑梁中残余应力影响,研究了弹塑性梁的切线模量计算方法〔2〕。Chen和Atsuta在有限元计算方法中用计算折算截面的方法代替计算切线模量〔3〕,其计算较便利。Nethercot研究梁的残余应力,初始变形等因素影响,提出了一些简化的计算公式〔4、5〕这些研究有从各个不同方面涉及到一些实质问题。

然而,目前世界上大多数国家(包括我国在内)钢结构设计规范中,关于梁的弹塑性整体稳定计算仍是比照压柱曲线,为各长细比梁建立其弹性解和弹塑性实用解之间关系,借以从前者推求后者。这种比拟的方法使问题大为简单,但在理论上并没有什么根据。因此,有必要就梁的残余应力,初始变形,荷载形式,截面尺寸,材料性质诸因素对梁稳定的影响作全面、综合的考虑,以求制定出更为合理的设计准则。计算机的普及运用使得这些计算能够得以实现。

本文于1986年4月9日收到

## 二、工形钢梁整体稳定的有限元计算

计算的基本假设是：

- (1) 在构件受力变形过程中，其截面形状保持不变；
- (2) 构件中面内（即壁厚的中央面）的剪应变为零；
- (3) 梁顺直，无初始变形，在荷载作用下符合小变形条件；
- (4) 梁在整体失稳前不会发生局部屈曲。

有了以上四条假设，在单向弯矩作用下（即仅在腹板平面内有弯矩），稳定问题符合平衡分枝条件，故可求出其失稳时的临界荷载。如果是在双向弯矩作用下（即在腹板平面内和翼缘平面内都有弯矩作用），则只能求出以梁的变形迅速增长为其特征的“极限荷载”。这两种问题都可以由有限元的基本方程求解。

有限元法基本方程可根据对结构总势能的变分而导出，其基本形式是：

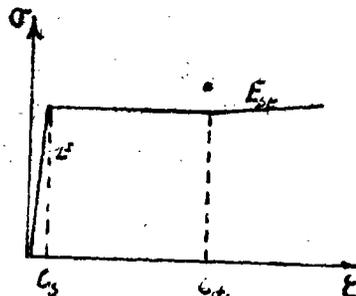
$$[K] \{\delta\} = \{F\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

式中 $\{\delta\}$ 是位移列阵， $\{F\}$ 是荷载列阵， $[K]$ 是结构的刚度矩阵，是对称非正定阵。欲求解方程(1)需将刚度矩阵 $[K]$ 变为正定阵。为此，可根据边界条件去掉位移值为已知的行和列即可。由方程(1)来求解结构的稳定临界值通常有二种方法：其一是采用弹塑性理论的增量法，即用切线模量进行逐步计算，每一步求解方程 $[K]_n \{\Delta\delta\}_n = \{\Delta F\}_n$ 。此法计算量大，特别是当临近失稳时， $|[K]_n| \rightarrow 0$ ，计算稳定性很差（即计算误差有随计算过程而累积增长的趋势）。其二是求解特征值方法，该法不直接求解 $\{\delta\}$ 。当结构面临失稳时，荷载增量 $\{\Delta F\}_n = \{0\}$ ，位移增量 $\{\Delta\delta\}_n \neq \{0\}$ ，因此必须令 $|[K]_n| = 0$ 。 $[K]$ 阵中含有荷载项，由此也就求出了失稳时的临界荷载。此法大大节省计算量，当 $|[K]_n| \rightarrow 0$ 时的计算仍是稳定的（即在计算过程中无误差累积现象）。但此法有一不足之处，不便考虑结构的初始变形。为简便起见，本文仅采用后一方法。

在计算中，假定材料性质符合理想弹塑性硬化模型，如图1所示。根据文献【3】取：

$$E_{s1} = E/33$$

$$\begin{cases} \varepsilon_{s1} = 11 \varepsilon_s \\ G = \frac{E}{2(1+\mu)} = \frac{E}{2.6} \quad \dots\dots\dots (2) \\ G_{s1} = \frac{2G}{1 + \frac{E/E_{s1}}{4(1+\mu)}} = 0.27G \end{cases}$$



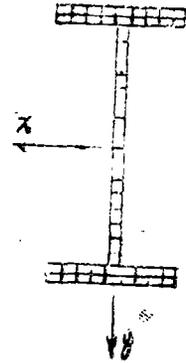
图一

- |                           |                              |
|---------------------------|------------------------------|
| 式中E——弹性模量；                | E <sub>s1</sub> ——硬化时的切线模量；  |
| ε <sub>s</sub> ——弹性极限应变值； | ε <sub>s1</sub> ——开始硬化时的应变值； |
| G——剪切模量；                  | G <sub>s1</sub> ——硬化时的剪切模量；  |

$\mu$ ——泊松系数。

为了求出梁在弹塑性时的抗弯刚度 $(EI_y)_i$ 、抗扭刚度 $(GJ)_i$ 、翘曲刚度 $(EI_w)_i$ ，将梁的截面划分成图2所示的单元，计算荷载引起的应力迭加残余应力之后，就可求出该截面上的弹性区及塑性区。在弹性区和塑性区据关系式(2)求出截面上每个单元的折算面积：

$$\left\{ \begin{array}{ll} A_i' = A_i & \text{当 } \varepsilon < \varepsilon_{s1} \\ A_i' = 0 & \text{当 } \varepsilon_s \leq \varepsilon < \varepsilon_{s1} \\ A_i' = \frac{A_i}{33} & \text{(用于计算 } I_w', I_y') \text{ 当 } \varepsilon > \varepsilon_{s1} \\ A_i' = 0.27A_i & \text{(用于计算 } J') \text{ 当 } \varepsilon > \varepsilon_{s1} \end{array} \right.$$



(图2)

用折算面积下的 $I_y'$ 、 $I_w'$ 、 $J'$ 与弹性模量 $E$ 、 $G$ 相乘即可求出整个截面的弹塑性刚度：

$$(EI_y)_i = EI_y'$$

$$(EI_w)_i = EI_w'$$

$$(GJ)_i = GJ'$$

求 $[K]_i$ 值采用三角分解法最为便利〔6〕：

$$[K] = [L] [L]^{-1} = [L]^{-1} \cdot [L] = [L]^{-2}$$

通过计算可知，只需将梁划为8个梁段单元，其最后的计算误差不超过1.5%，能满足精度要求。求一根梁的弹塑性临界弯矩，电算主机运算时间(MV/8000机每秒运算20万次)约2~5分钟，求出梁的临界弯矩 $M_{cr}$ 与跨度 $L$ 关系 $M_{cr} \sim L$ 曲线约30~50分钟。由于这种计算方法大大节省机时，故便于用来计算各种不同梁的临界弯矩，分析梁的各种缺陷对梁稳定的影响。

### 三、各种因素对梁整体稳定的影响

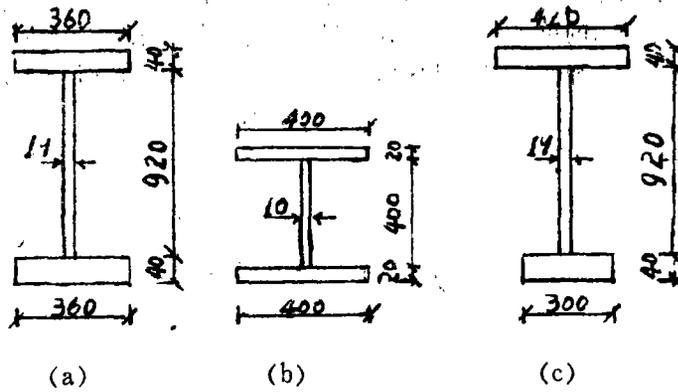
为使各种梁的计算结果便于分析、比较，从中归纳出具有普遍意义的规律，需对所求出的 $M_{cr} \sim L$ 曲线进行归一化处理〔7〕。本文采用 $M_{cr}/M_p \sim \sqrt{M_p/M_c}$ 关系曲线( $M_p$ 是全塑性时的弯矩， $M_c$ 是弹性稳定理论临界弯矩)。

#### 1、截面尺寸、材料性质的影响

取三种截面见图3所示，为讨论方便起见，称图3(a)为I型梁，图3(b)为II型梁，图3(c)为III型梁。

材料性质按A3钢和16Mn钢取其理论屈服强度：

$$\begin{array}{l} 16M_n: \quad \sigma_s = 3500 \text{ kg/cm}^2 \\ A3: \quad \left\{ \begin{array}{l} \sigma_s = 2300 \text{ kg/cm}^2 \\ \sigma_s = 2400 \text{ kg/cm}^2 \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(对 I、III 型梁)} \\ \text{(对 II 型梁)} \end{array} \end{array}$$



(图3)

取两种弹性模量:

$$E = 1.9 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

$$E = 2.1 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

通过计算, 在归一化坐标系下得出  $M_{cr}/M_p \sim \sqrt{M_p/M_c}$  关系曲线, 图4所示, 从中可以看出:

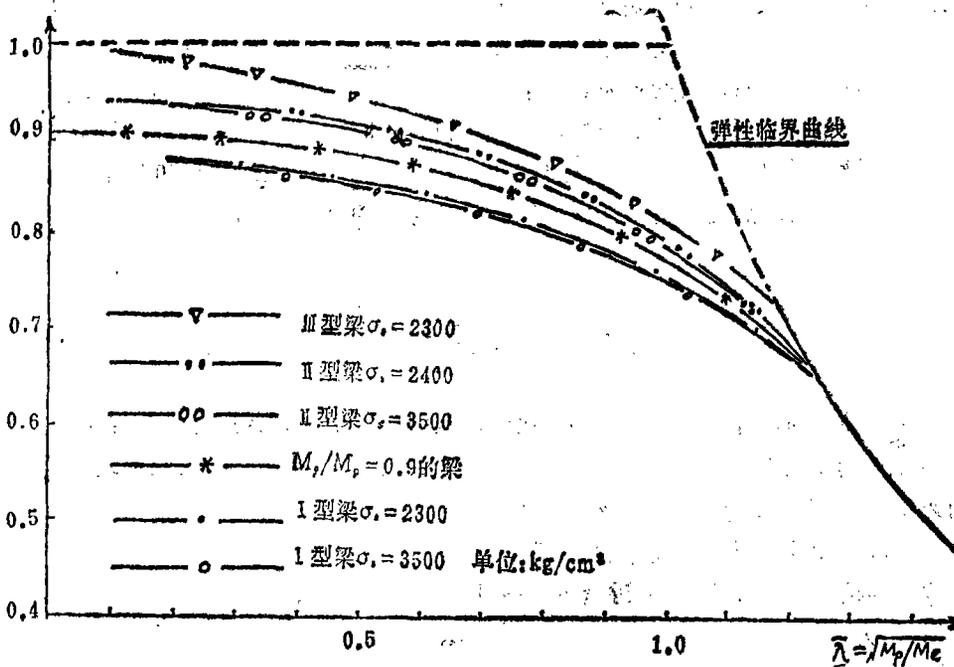


图4 不同截面、不同屈服应力的比较

- (1) 材料屈服应力  $\sigma_s$  的不同对归一化临界曲线影响极小, 可忽略不计。
- (2) 弹性模量  $E$  的不同并不影响归一化临界曲线 (由于曲线重合, 不能另行画出)。

(3) 截面尺寸的不同对归一化临界曲线有一定影响, 但对弹性和弹塑性分界点A没有什么影响, I、II两种梁的曲线其最大偏差不超过7%。

(4) III型梁是I型梁的加强受压翼缘型式(两种梁腹板相同, 截面积相等)其归一化临界曲线的弹塑性部分明显地高于I型梁曲线的相应部分, 本例中约高12%。

I型梁高而窄, 翼缘边缘屈服时的弯矩 $M_y$ 与全截面屈服时的弯矩 $M_p$ 之比 $M_y/M_p=0.8820$  II型梁矮而宽,  $M_y/M_p=0.9175$ 。这两种梁的临界曲线中的弹塑性部分起始于同一个弹性与弹塑性分界点, 曲线位置的高低则与比值 $M_y/M_p$ 有关。我国重工业部所颁布的普通热轧工字型钢其 $M_y/M_p$ 值一般在0.9以下, 而焊接板梁的 $M_y/M_p$ 值有时超过0.9。故取 $M_y/M_p=0.9$ 的梁计算就可得到介乎于I、II两型曲线之间的一条临界曲线, 将此曲线定为各种双对称I形梁通用的曲线, 则因截面尺寸不同而产生的误差不会超过5%, 能满足工程上的要求。当然对于加强受压翼缘的III型梁在其弹塑性阶段需乘上一个适当的提高系数C。本例中的III型梁C为1.1。

## 2、荷载的影响

本文按五种荷载形式进行计算:

- (1) 均布荷载作用在上翼缘;
- (2) 均布荷载作用在下翼缘;
- (3) 跨中集中荷载作用在下翼缘;
- (4) 纯弯曲;
- (5) 均布荷载作用在下翼缘, 同时附加一均布的侧向水平荷载, 梁承受双向弯曲。

计算结果见图5所示, 从中可以看出:

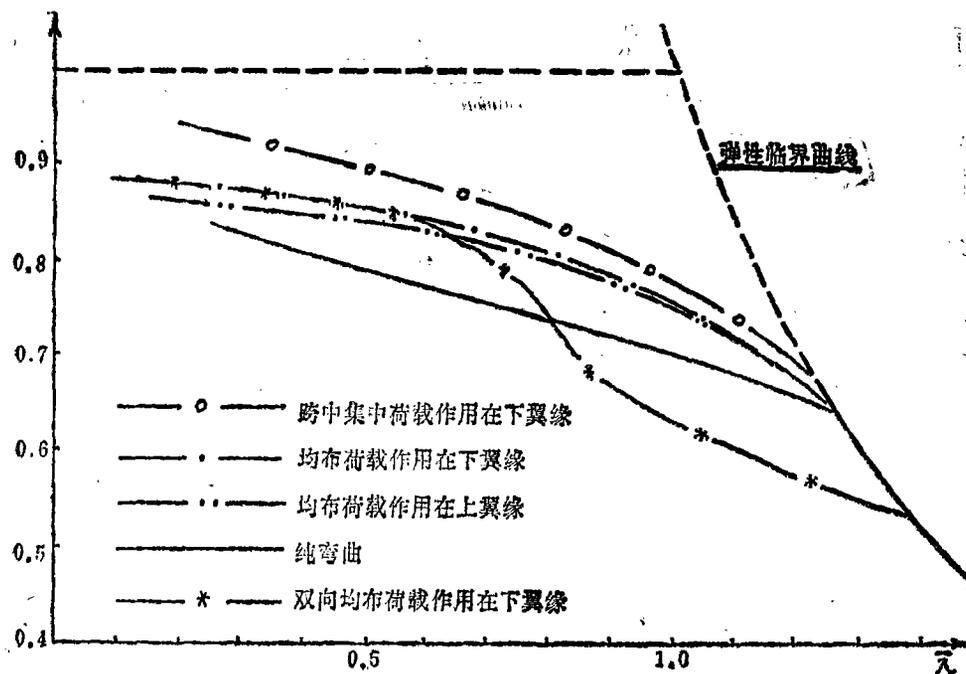


图5 不同荷载下的归一化曲线(I型轧制梁)

(1) 除双向弯矩外, 荷载不同对临界曲线的弹性与非弹性分界点无影响。

(2) 荷载作用位置的高低对临界曲线影响很小, 影响曲线位置高低的因素主要取决于整个梁的弯矩分布梯度。

(3) 除双向弯矩外, 各荷载作用下的临界曲线之间最大偏差约为14%。

梁的荷载形式不同, 其弯矩分布梯度可能随之不同, 它的弹塑性临界曲线也就不同。现行规范TJ17—74不分荷载形式, 一律采用压柱曲线, TJ17—74的修订意见稿(1984年)则一律采用根据纯弯曲梁制定的临界曲线, 也没有考虑荷载对临界曲线的影响。根据本文的计算, 如果采用均布荷载的临界曲线作为通用的曲线, 对于跨中集中力和纯弯曲情况, 在弹塑性阶段分别乘上1.02和0.95的系数加以修正, 可以保证其误差不超过5%。此时的稳定修正系数可写为:

$$\Phi_w' = k \varphi_w'$$

式中  $\varphi_w'$  ——均布荷载作用下的稳定系数;

$k$  ——荷载修正系数, 纯弯时  $k=0.95$ ; 跨中集中荷载时  $k=1.02$ 。

### 3、残余应力的影响

各种工形梁的残余应力模型可以参考文献[8、9], 一般来说有图6(a)~(c)三种类型。其中, 图(a)、(b)主要代表各种热轧型钢, 图(c)则是焰切板焊接梁的典型形式。虽然实际梁的残余应力分布很复杂, 难以精确确定, 但我们可以选用这三种类型的残余应力分布, 确定一个适当大小的应力水平, 也就抓住了残余应力问题的主要矛盾, 可以较好地模拟残余应力的存在。

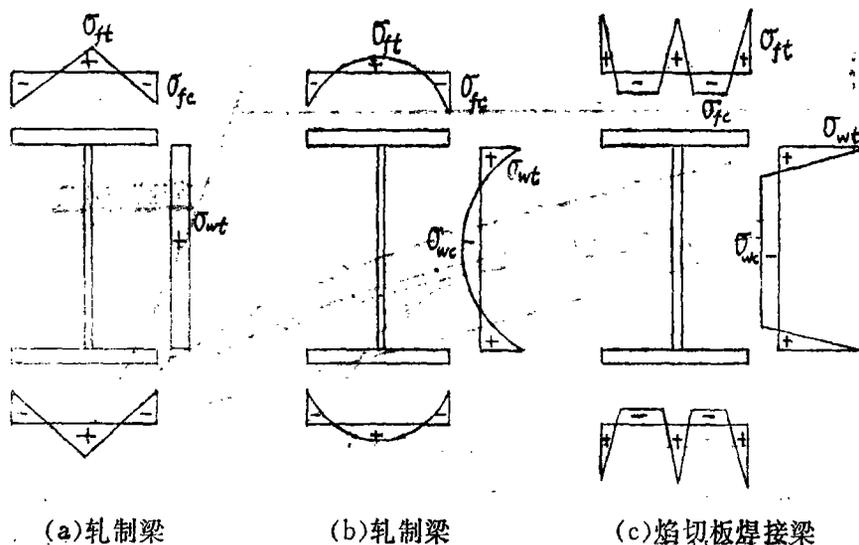


图6 残余应力模型

实际上, (a), (b) 两图翼缘的残余应力模型有些类似, 在稳定问题中, 决定稳定主要靠梁的翼缘, 特别是翼缘板两侧的边缘起作用。这可以由纯弯弹性解公式知道, 其临界弯矩公式是:

$$M_c = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ \left( 1 + \frac{EI_w}{GJ} \left( \frac{\pi}{L} \right)^2 \right)}$$

可知决定临界弯矩的因素依次是 $EI_y$ ,  $GJ$ ,  $EI_w$ , 显然 $I_y$ ,  $I_w$ 由翼缘提供,  $J$ 也主要由翼缘决定(通常翼缘厚于腹板,  $J$ 与板厚的三次方成正比), 因此用图(a)代替图(b)对弹塑性时的 $(EI_y)_e$ 、 $(EI_w)_e$ 值影响不大, 对 $(GJ)_e$ 影响也不会很大, 因荷载引起的应力迭加残余应力之后, 首先在翼缘部分屈服, 只需这部分应力相差不大就不致产生过大的误差。为简单计, 对于热轧型钢本文只采用图(a)的残余应力模型。(根据文献[2], (a)、(b)两种残余应力模型下的临界曲线最大偏差点约在长细比很小的 $\lambda = \frac{L}{r_y} = 50$ 处, 约偏差10%), 残余应力大小由水平参数 $\eta = \sigma_{t0}/\sigma_s$ 决定。

对于焰切板焊接梁采用图(c)的残余应力模型。取两种残余应力水平:

(1) 高水平  $\eta = 0.5$

翼缘	$\sigma_{t1} = \sigma_s$	$\sigma_{t2} = -0.5\sigma_s$
腹板	$\sigma_{w1} = 1.3\sigma_s$	$\sigma_{w2} = -0.2\sigma_s$

(2) 低水平  $\eta = 0.25$

翼缘	$\sigma_{t1} = 0.5\sigma_s$	$\sigma_{t2} = -0.25\sigma_s$
腹板	$\sigma_{w1} = 0.65\sigma_s$	$\sigma_{w2} = -0.1\sigma_s$

注: 式中有 $\sigma_{w1} = 1.3\sigma_s$ 对应于 $1.3\epsilon_s$ , 当和相反符号的荷载应力迭加时按 $1.3\sigma_s$ 计; 当和相同符号的荷载应力迭加时, 按理想弹塑性硬变强化模型计算。

在均布荷载作用下不同残余应力影响示于图7中, 由此图可以看出:

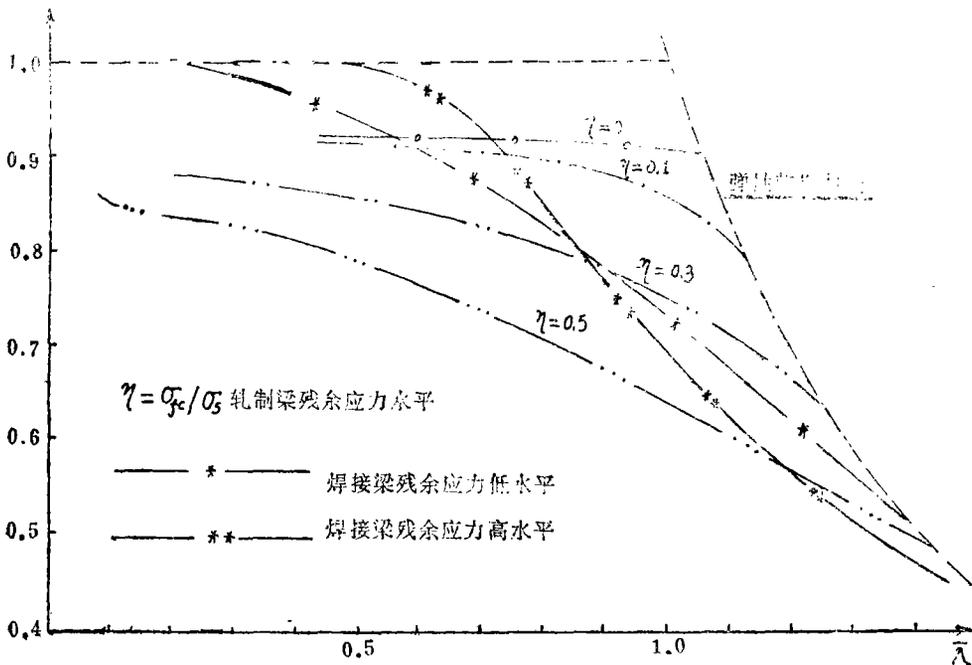


图7在均布荷载作用下不同残余应力的影响

(1) 残余应力对临界曲线影响很大,尤其是在中等长细比阶段,当 $\eta = 0.3$ 时,与无残余应力相比,其临界值可降低30%多。

(2) 同是轧制型残余应力,因水平 $\eta$ 值不同其临界值相差很大。

(3) 焰切板焊接梁和轧制型钢因残余应力模型不同,其临界曲线形态相差较大,在长细比较大时,前者低于后者;在长细比较小时,后者低于前者。将高残余应力焊接梁与 $\eta = 0.3$ 的轧制型钢相比,其临界曲线最大偏差可达23%。

由于残余应力对稳定的不利影响主要存在于中等长细比梁,而中等长细比梁又正是工程上实用的梁,故对此问题必须给予足够的重视。

#### 四、计算结果与试验成果的比较

在归一化坐标系下,可以将计算结果与试验值进行比较,见图8所示,这些试验所采用的都是轧制型钢,对于焊接梁暂无适当的试验资料,仅浙江大学一个试验值(与焊接梁的曲线偏差较大)难以说明问题。由图8可见:

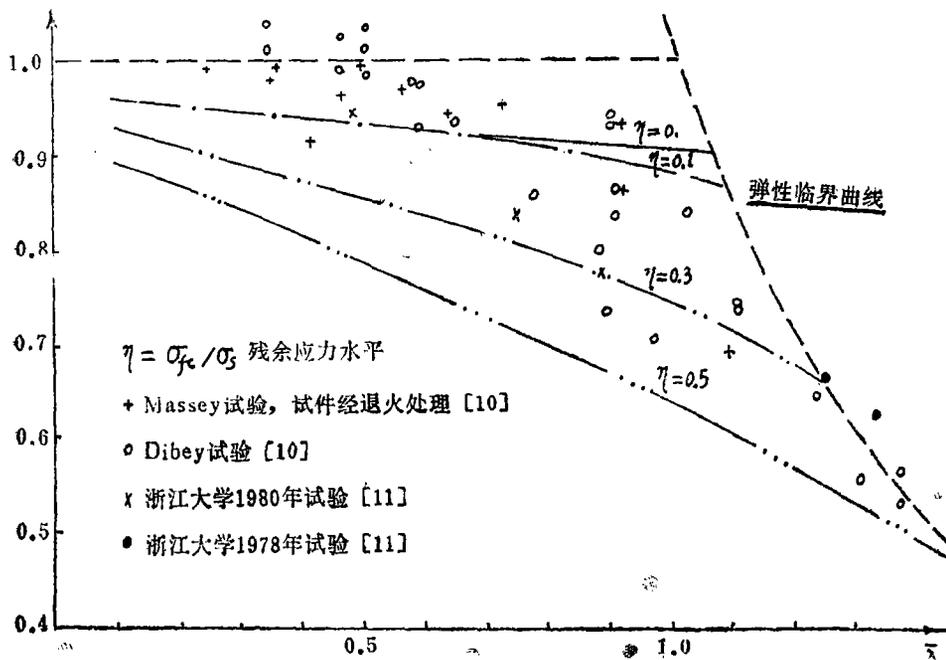


图8 在纯弯荷载下临界曲线与试验值的比较

(1) 试验值离散性较大。

(2) Massey的试验将其试件经退火处理,大大消除了残余应力影响,其数据多数集中于 $M_{cr}/M_p = 0.9 \sim 1.0$ 之间,与无残余应力( $\eta = 0$ )的临界曲线接近。

(3) 在长细比很小时,试验值高于各临界曲线,在中长细比阶段,试验值与 $\eta = 0.3$ 的临界曲线较相近。

容易设想,当 $\bar{\lambda}$ 很小时梁趋于强度破坏, $M_{cr}/M_p \rightarrow 1$ ,而本文所计算的轧制梁曲线

$M_{cr}/M_p \rightarrow 0.9$ 。这是因为按图 6 (a) 的残余应力模型计算, 当  $\bar{\lambda}$  很小时, 梁上翼缘已基本全部屈服,  $EI_y = 0, EI_w = 0$ , 梁因此失稳, 临界弯矩  $M_{cr} \approx M_y$ , 而  $M_y \approx 0.9M_p$ , 比实际梁的承载能力要低, 原因有二: 一是在计算  $EI_y$  时不计腹板作用, 事实上  $EI_y \neq 0$ ; 二是图 6 (a) 的残余应力模型中, 翼缘的压应力分布过大, 拉应力分布过小, 使梁的上翼缘在荷载作用下过早过多地屈服。若采用图 6 (b) 的残余应力模型, 则在此处的临界曲线约可提高 10% [2] (限于时间, 本人尚未按图 6 (b) 的残余应力模型计算)。长细比很小的梁可用强度理论分析, 且这类梁在工程上并不实用, 故不必给予过多的关注。

总的说来, 试验值与本文的理论分析大体是一致的。

## 五、一些国家的钢结构设计规范比较

图 9 为若干国家钢结构规范所采用的临界曲线之比较, 从中可见:

(1) 各国规范所采用的临界曲线相差较大, 最大偏差点约在中长细比  $\bar{\lambda} = 1.15$  处, TJ 17-74 与英国 BS5400 其曲线偏差  $\Delta = (M_{TJ17-74} - M_{BS5400}) / M_{BS5400} \cdot 100\% = 37\%$ 。

(2) TJ17-74 和日本规范的曲线与轧制梁  $\eta = 0.3$  的曲线形态较一致。BS5400 和 ECCS 的曲线与焊接梁的曲线形态较一致。

(3) TJ17-74 修订意见稿的曲线介乎于焊接梁与轧制梁曲线之间。

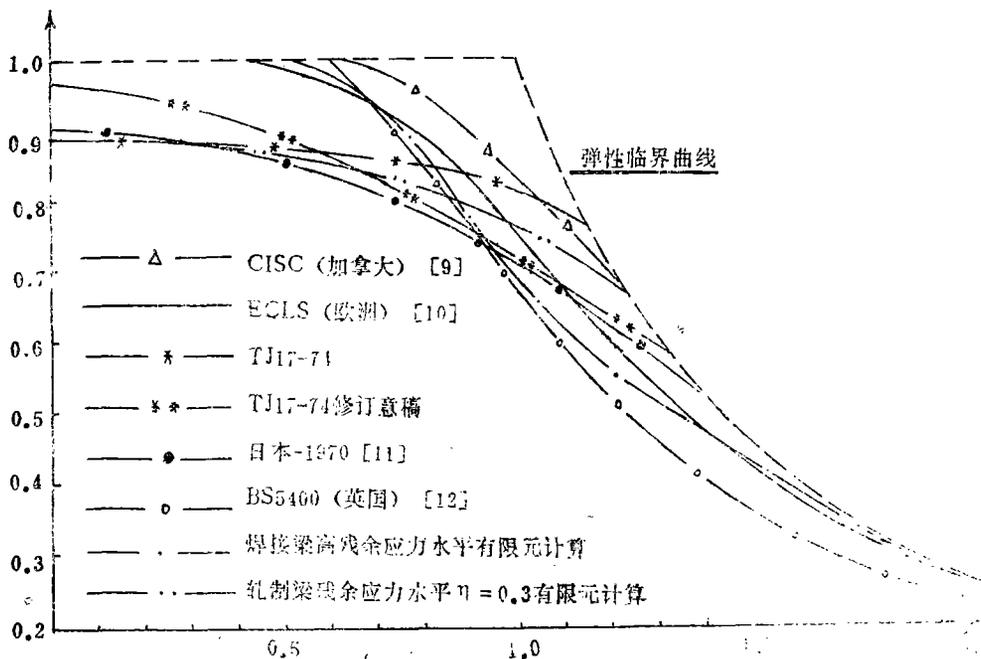


图 9 与各国规范比较

## 六、关于 TJ 17-74 及其修订意见稿梁整体稳定的设计准则

由前面的讨论已知, 焰切板焊接梁与轧制梁由于残余应力模型不同而使得弹塑性临界曲线形态相差较大, 不同荷载形式引起的不同弯矩分布也对弹塑性临界曲线产生较大影响, 加

强受压翼缘可明显提高弹塑性临界曲线的位置。

目前世界各国钢结构规范对以上诸问题几乎都没有充分考虑, BS5400及BCCS虽然针对轧制梁与焊接梁在同一计算公式中分别用了不同参数, 从而采用了两条不同的临界曲线, 但这两条曲线形态却是相似的。我国钢结构规范TJ17—74及其修订意见稿中梁的稳定系数 $\varphi_w'$  ( $\varphi_w'$ 由弹性稳定系数 $\varphi_w$ 推算出来, 是弹塑性时的 $M_{cr}/M_y$ 值)和归一化座标系下的 $M_{cr}/M_p$ 值是一致的, 它们对所有梁一律采用统一的 $\varphi_w' \sim \varphi_w$ 关系, 亦即采用唯一的一条临界曲线, 是不怎么合理的。因此, 本文认为: 欲使梁的设计准则更为合理, 应针对焊接梁与轧制梁不同的残余应力模型, 分别制定两条不同的临界曲线, 对于荷载不同所引起的偏差, 可根据前面的分析用简单系数加以修正, 对于加强受压翼缘应乘上适当的提高系数。当然, 目前只是这样定性地考虑, 前面的研究并没有计及梁的初始变形影响。如果计及这种影响, 可以预料, 对于临界曲线高的梁, 其影响程度大; 对于临界曲线低的梁, 其影响程度小。故综合梁的初始变形之后, 轧制梁与焊接梁的临界曲线偏差程度必然会有所降低, 但这两种梁的偏差总还是存在的, 而且这种偏差又多集中在中长细比阶段, 正符合工程上实用梁的长细比, 不能不给予足够重视。

至此, 本文只是作了一些粗线的研究, 欲正确地制定各种梁合理的设计准则, 尚需通过进一步的理论与试验的研究。本文旨在抛砖求玉而已。

## 七、结 束 语

由以上讨论, 小结如下:

(1) 用求解特征值方法计算梁的稳定临界值, 其计算简便、稳定、计算量省, 但不便考虑梁的初始变形。增量法可考虑初始变形, 但计算的稳定性差, 计算量大。若不计及初始变形宜优先考虑采用前一方法。

(2) 材料性质、双对称截面梁的几何尺寸对梁的归一化临界曲线影响极小, 可忽略不计。加强受压翼缘梁可明显提高其临界曲线。

(3) 荷载形式不同, 对梁的归一化临界曲线有一定影响, 若不计及初始变形, 可采用以下式子进行修正:

$$\Phi'_w = k \varphi'_w$$

其中 $\varphi'_w$ ——均布荷载作用下的弹塑性稳定系数。

$k$ ——荷载修正系数, 纯弯时 $k = 0.95$ , 跨中集中力时 $k = 1.02$ 。

(4) 梁的初始残余应力对中长细比梁的稳定临界值有较大影响, 轧制梁与焊接梁因残余应力模型不同, 两者的归一化临界曲线形态相差较大。为使设计准则更为合理, 钢结构规范应为轧制梁和火焰切板焊接梁分别制定两条合适的临界曲线作为设计计算的依据。对于荷载不同、加强受压翼缘影响梁的临界曲线, 应考虑用适当系数进行修正。

(5) 本文的研究没有计及梁的初始变形, 进一步的理论与试验研究应考虑这个较重要的因素。

(6) 现有的实验资料离散性较大, 本文的计算分析与试验值大体是一致的。

本文曾承蒙西南交大钱冬生教授的指导帮助, 谨此鸣谢!

## 参 考 文 献

- [1] D.A.Nethercot,K.C.Rokey:“A Unified Approach to the Elastic Lateral Buckling of Beams”,《The Structural Engineer》Vol.49,July 1971.
- [2] N.S.Trahair,S.kitipornchai:“Buckling of Inelastic I-Beams Under Uniform Moment”,《J.struc.Div.ASCE》Vol.98,No.ST11.1972.
- [3] W.F.Chen,T.Atsuta:《Theory of Beam-Columns》Vol.2,P584~587,Mcgraw-Hill Book Company 1977.
- [4] D.A.Nethercot:“Factors Affecting the Buckling Stability of Partially Plastic Beams”,《Pro.Inst.civ.Eng.》Vol.53,P285~304,1972.9.
- [5] D.A.Nethercot:“Imperfections and the Design of steel Beams”,《Pro.Inst.Civ.Eng》Vol.57,P291~306,1974.
- [6] 李庆扬、王能超、易大义:《数值分析》P275~280,华中工学院出版社,1982.7.
- [7] 张显杰、夏志斌:“钢梁侧扭屈曲的归一化研究”,《钢结构研究论文报告选集》第二册,P58~77,全国钢结构标准技术委员会出版,1983.12.
- [8] N.Tebedge,L.Tall著,陈骥译:“钢结构截面残余应力实测值的综合材料”,《科技译文》第8301号,P1~18,西安冶金建筑学院科技情报室,1983.1.
- [9] 吕烈武、沈世钊、沈祖炎、胡学仁著:《钢结构构件稳定理论》,中国建筑工业出版社,1983.12.
- [10] 欧洲钢结构协会(ECCS)编,李德滋译《钢结构稳定手册》,P98~100,哈尔滨建筑工程学院,冶金部北京钢铁设计总院编印,1980.7.
- [11] 张显杰、夏志斌:“钢梁屈曲试验的计算机模拟”,《钢结构研究论文报告选集》第二册,P78—95,全国钢结构标准技术委员会出版,1983.12.
- [12] D.A.Nethercot:“Design of Beams and plate Girders—Treatment of Overall and Local Flange Buckling”,K.C.Rokey and H.R.Evans:《The Design of steel Bridge》,PAPER 13,P243~262.1981.London.

# A Initial Reseach on the Factors and the Design Criteria for Partial Plastic Buckling of the Simply-Supported Steel I-Beams

by Chen You-quan

(The East China Jiao-tong University)

Abstract

In this Paper, finite element procedure is used to show how various residual stress patterns, loading forms, cross section dimensions and materials property of steel beams affect the bucking critical curves of the simply-supported steel I-beams. It is suggested that the Chinese Code for Steel Constructions should adopt two buckling critical curves, one for rolled beams, and the other for the welded, as their residual stress patterns are different. Variations in loading form will also affect buckling critical curves, but that could be corrected by simple coefficients.