

钢构件

非线性稳定

Nonlinear Stability
of Steel Members

郑宏 著



科学出版社
Science Press

钢构件非线性稳定

郑 宏 著

科 学 出 版 社

2 0 0 2

226238

内 容 简 介

本书是在作者参加国家自然科学基金项目“钢结构在地震作用下的相关屈曲破坏机理及抗震对策”所取得的研究成果的基础上撰写而成。书中回顾了结构钢本构模型和钢结构相关屈曲分析的发展历史,建立了结构钢弹塑性各向异性损伤本构模型,采用八节点超参数壳体单元,推导了用 U. L. 格式及 Cauchy 应力描述的板壳双重非线性有限元方程,系统分析了双轴对称工字形截面悬臂梁、压弯构件在循环荷载作用下的滞回性能,并得出许多重要结论,提出了新的计算方法和建议设计公式。

本书可供结构工程、桥梁工程等专业的研究生、教师和科研人员参考。

图书在版编目(CIP)数据

钢构件非线性稳定/郑宏著. —北京:科学出版社,2002
ISBN 7-03-010614-8

I. 钢... II. 郑... III. 钢结构—结构稳定性—研究 N. TU391

中国版本图书馆 CIP 数据核字(2002)第 048483 号

科学出版社 出版

北京东黄城根北街16号

邮政编码:100717

<http://www.sciencep.com>

双青印刷厂 印刷

科学出版社发行 各地新华书店经销

*

2002年8月第 一 版 开本: 720×1000 B5

2002年8月第一次印刷 印张: 7

印数: 1-2 000

字数: 130 000

定价: 20.00 元

(如有印装质量问题,我社负责调换〈新欣〉)

前 言

钢结构具有良好的动力性能,但在强烈地震作用下有局部破坏、甚至倒塌的事件发生,其中不乏由于钢构件在循环荷载作用下发生非线性相关屈曲造成的事故。其主要原因是人们尚未完全了解钢结构在地震作用(循环荷载)下复杂的相关破坏机理,相应的抗震设计准则和技术措施不能完全防止震害。因此,针对地震作用,研究低周循环荷载作用下钢构件的相关屈曲,分析破坏机理并提出抗震对策,不仅具有理论价值,而且应用前景广阔。

本书基于损伤力学 20 多年来的研究成果,建立了结构钢弹塑性各向异性损伤本构模型,采用八节点超参数壳体单元,得到描述板壳双重非线性的有限元方程,为进行钢构件循环非线性相关屈曲计算机分析奠定了理论基础。将理论方法转化为正确可行的分析程序是一项艰巨的工作,是实现大量构件数值分析的前提。在完成编程的基础上,书中着重分析了工字形截面悬臂梁、压弯构件的滞回性能,通过比较分析,提出了相应抗震设计建议,提供了一种对钢构件的非线性相关屈曲性能进行系统计算机模拟的思路和方法。

本书的写作得到了西安建筑科技大学顾强教授的关心和支持;陈绍蕃教授、陈骥教授、俞茂宏教授给予的关心和帮助,使我受益匪浅,令人难忘,在此一并表示深深的谢意。

由于作者水平所限,书中难免有不妥之处,敬请读者批评指正。

目 录

前 言

第一章 绪论	1
§ 1.1 循环荷载作用下钢材本构模型的发展状况	1
1.1.1 循环分析的弹塑性模型	2
1.1.2 损伤模型	3
§ 1.2 循环荷载作用下钢结构相关屈曲的研究进展	8
§ 1.3 研究存在的问题及研究的内容	13
参考文献	14
第二章 壳体非线性有限元分析	18
§ 2.1 超参数壳体单元坐标及位移函数	18
§ 2.2 非线性有限元分析的 Lagrange 格式	20
2.2.1 应变-位移关系	20
2.2.2 U.L. 格式的有限元方程	22
2.2.3 Cauchy 应力张量与 Kirchhoff 应力张量的转换	23
§ 2.3 弹塑性各向异性损伤本构关系	24
2.3.1 损伤材料的弹性本构方程	25
2.3.2 损伤混合强化规律	27
2.3.3 小变形弹塑性各向异性损伤本构关系	27
2.3.4 损伤演化方程	29
2.3.5 大变形弹塑性各向异性损伤本构关系	30
2.3.6 本构关系的坐标变换	31
§ 2.4 非线性有限元方程求解及程序	33
2.4.1 非线性分析的过程	33
2.4.2 数值积分方案	36
2.4.3 残余应力及初始几何缺陷的处理	36
2.4.4 程序框图	38
§ 2.5 算例分析	39
2.5.1 板的弹性大挠度弯曲	39
2.5.2 板壳的屈曲及屈曲后性能	39
2.5.3 应变反向加载	40
参考文献	41

第三章 工字形截面梁在循环荷载作用下的稳定承载力	43
§ 3.1 循环荷载作用下工字形截面梁的性能分析	43
3.1.1 梁分析构件系列	43
3.1.2 数值计算及梁滞回性能分析	45
§ 3.2 数值分析结论	68
§ 3.3 梁抗震设计对策和建议	69
3.3.1 工字形梁翼缘和腹板宽(高)厚比的相关公式	70
3.3.2 工字形悬臂梁不需计算整体稳定性的最大 l_1/b_1 值	70
3.3.3 工字形悬臂梁临界弯矩的建议计算方法	72
参考文献	73
第四章 工字形截面压弯构件在循环荷载作用下的滞回性能	74
§ 4.1 循环荷载作用下工字形截面压弯构件的数值分析	74
4.1.1 压弯分析构件系列	74
4.1.2 数值计算及梁柱滞回性能分析	77
§ 4.2 压弯构件的数值分析结论	91
§ 4.3 压弯构件抗震设计对策和建议	92
4.3.1 压弯构件长细比限值	93
4.3.2 压弯构件板件宽厚比	93
4.3.3 双轴对称工字形截面压弯构件平面外稳定计算	95
参考文献	96
第五章 结论及研究展望	98
§ 5.1 循环荷载作用下工字形截面钢梁滞回性能研究的结论和建议	98
§ 5.2 工字形截面压弯构件滞回性能研究的结论和建议	99
§ 5.3 后续研究	100
参考文献	101
附录 各向异性损伤影响张量 $M(D)$ 各元素的推导	102

第一章 绪 论

钢结构具有良好的动力性能,是一种经济有效的结构形式。其在地震作用下虽然很少发生整体倒塌,但局部破坏时有发生,如梁和柱的局部失稳和整体失稳、支撑破坏、节点破坏等。1994年发生在美国加利福尼亚州 Northridge 的地震震害表明,该地区有超过 100 座钢框架发生了梁柱节点破坏^[1],对位于 Woodland Hills 地区的一座 17 层钢框架观察后发现节点破坏很严重^[2]。1995 年发生在日本 Hyogoken-Nanbu 的强烈地震中,钢结构发生的典型破坏主要有局部屈曲、脆性断裂和低周疲劳破坏^[3]。所以导致钢结构局部破坏,主要由于对钢结构在地震作用下的破坏机理认识不足,设计中对钢构件有重要影响的板件宽厚比的限值已不能满足循环荷载作用下塑性变形和耗能要求。因此,针对地震作用,研究低周循环荷载作用下的钢结构破坏机理并提出抗震对策意义重大。

对钢结构及构件的抗震性能研究主要沿两个方向展开:一方面,国内外许多学者通过试验研究分析了各种破坏形式,建立了多种破坏模型;然而,由于试验的局限性,很难形成普遍性的规律。另一方面,通过建立数值模型对钢结构及构件进行理论分析。例如基于板件大挠度方程,采用简化的边界条件和理想弹塑性本构关系,用数值积分法求闭合解^[4,5]。又如模拟结构构件在特定边界条件和荷载环境的破坏形式,建立相应的数值模型,如塑性铰模型^[6]、塑性铰有限分布模型^[7]等;但是当约束条件变化时,数值模型需重新建立,并且有很多参数需要试验确定。随着计算机技术的迅速发展,有限元分析倍受重视,特别是 20 世纪 70 年代以后,建立的有限元模型可以模拟各种边界条件和加载情况,可以进行构件的全过程分析,是一种高效的具有广泛适应性的数值分析方法。

有限元分析中采用的本构关系的精度直接影响分析结果的可靠度。就循环荷载作用下大应变有限元分析而言,建筑用钢材的本构关系目前常采用理想弹塑性、等向强化、随动强化及混合强化模型。本章回顾本构关系的发展状况,在对已有模型分析对比的基础上,提出损伤混合强化本构模型,指出目前存在的问题及研究的内容和目的。

§ 1.1 循环荷载作用下钢材本构模型的发展状况

近年来,各种工程材料本构模型的研究得到愈来愈多的重视,工程材料本构理论迅速发展起来。至今建立的工程材料本构模型大体上可以分为:弹性模型、弹塑性模型、黏弹塑性模型、内蕴时间塑性模型和损伤模型等。而用于结构及构件弹塑

性分析的本构模型主要有弹塑性模型、内蕴时间塑性模型和损伤模型。

1.1.1 循环分析的弹塑性模型

弹塑性模型是建立在弹塑性理论基础上的本构模型,将应变分为弹性和塑性应变,分别采用弹性理论和塑性增量理论计算。塑性增量理论包括三部分:屈服面理论、流动法则和强化准则。

1. 屈服面理论的发展

对于拉压强度相同的材料在复杂应力状态下的屈服准则研究,大致可以分为以下几个发展阶段。

从 1864 年 Tresca 提出最大剪应力屈服准则、1868 年向法国科学院提出金属流动问题的报告,到 1900 年 Guest 提出软钢的最大剪应力条件,以及德国的 Ludwik 于 1909 年观察到金属变形的滑移线,Tresca 屈服准则已趋于成熟,前后经历四五十年。但是该理论存在明显的缺陷,即在计算公式中只考虑了 3 个主剪应力中的最大剪应力 $\tau_{\max}$ 对材料屈服的影响,没有包括中间主应力 σ_2 ,因此,在这一屈服准则提出的同时,就有人开始研究新的屈服准则。

1904 年波兰力学家 Huber 提出形状改变能理论,Mises 于 1913 年和 Hencky 于 1914 年对该屈服准则进行深入研究,并应用于求解塑性应变问题,1926 年 Lode 进行了中间主应力效应试验,这一准则已较为成熟,并常被称为 Mises 屈服准则。由于 Mises 屈服准则包含了中间主应力,数学表达具有较完美的形式,并且与当时的很多实验结果相符合,因此 Mises 屈服准则得到广泛的应用,并引起各国学者对其物理意义进行各种解释,如 Eichinger 于 1926 年、Nadai 于 1937 年提出了八面体剪应力解释。

从最大剪应力屈服准则到八面体剪应力屈服准则是研究工作的重大进展。八面体剪应力屈服准则的屈服面不仅突破了最大剪应力屈服准则屈服面的范围,而且可以更好发挥材料的强度潜力,使材料剪切屈服极限从 $0.5\sigma_s$ (其中 σ_s 为材料屈服极限)提高到 $0.577\sigma_s$,增加了 15.5%。

20 世纪 60 年代初,俞茂宏提出了双剪应力屈服准则^[8],继而又提出了十二面体主剪应力单元体模型和正交扁平八面体的双剪应力单元体模型,对双剪应力屈服准则进行深入讨论,并于 1991 年以双剪单元体为力学模型,考虑单元上所有应力分量对材料破坏的影响,提出统一强度理论^[9]。

2. 强化准则

对强化准则,各国学者提出了不同见解,归纳起来可分为三种类型,即各向同性强化、随动强化和混合强化准则。

Hill^[10]较早提出了各向同性强化理论,在应力空间中该理论允许屈服面膨胀、收缩。各向同性强化理论只适用于单调加载情况,不能反映循环塑性中的

Bauschinger 效应。

为了提高循环荷载下结构分析的精度, Ishlinsky^[11]和 Prager^[12]首先提出了后经 Ziegler^[13]修正的随动强化理论。该理论假定屈服面在应力空间中平移,但不能转动、膨胀和收缩。前者屈服面的移动方向为沿原应力点的外法线方向,而后者则为沿原应力点与原屈服面中心连线的矢量方向。随动强化理论比各向同性强化理论有所进步,但对于单轴应力循环,它预测一个循环之后即达到循环稳定状态,而试验结果是数个循环之后才能达到稳定状态,且随动强化只能反映微小的应变强化。

对复杂加载情况,各向同性强化和随动强化都不能真实描述循环滞回特性,许多学者致力于对以上两种理论的改进,分别提出了不同的模型,如多表面模型^[14,15],多屈服面模型^[16,17],中等应变界面模型^[18]及其他可适用于有塑性平台材料和不同强化准则的模型^[19~24]。

上述各种强化模型大多数只适用于单轴应力或二维应力情况,且模型较复杂。为使循环塑性本构理论能在实际数值分析中便于应用,许多学者又做了很多工作。Hodge^[25]提出了各向同性强化与随动强化线性组合的模型,屈服面可以膨胀(收缩),也可以平移,可以考虑不同程度的 Bauschinger 效应。Torkamani 等人^[26]采用混合强化理论及线性的 Tresca 屈服条件,提出了矩阵形式的塑性增量本构方程,适用于拉、压强度不等的材料和小变形平面应力状态的单调及循环加载情况。Axelsson 等人^[27]采用 Mises 屈服准则,提出了张量形式的混合强化本构方程。

纵观循环塑性本构模型的发展,由 Axelsson 等人提出的混合强化准则,不但考虑了各向同性强化和随动强化的双重作用,而且可以考虑屈服平台的影响,是一种能较真实反映钢材循环塑性性能模型;但是该模型没有涉及钢材损伤的影响。实际上原生材料就存在损伤,随着荷载的循环作用,在构件和材料中微裂纹、微空洞、剪切带等细观的损伤基元在萌生、串接、汇合、扩展,从而形成损伤的动态演化过程,直接影响着现代强度理论与工程设计。因此,要客观描述建筑用钢的循环本构关系,不可忽略损伤对材性的不可逆劣化影响。

1.1.2 损伤模型

损伤是指在外载和环境的作用下,由于细观结构的缺陷(如微裂纹、微空洞、界面和剪切带等)引起的材料或结构的劣化过程。

以宏观模型为基础建立的连续介质损伤力学是近 20 年发展起来的一门学科,是损伤力学的一个重要分支。自 Kachanov 在研究金属蠕变过程中首次引入“连续性因子”和“有效应力”概念描述低应力脆性蠕变损伤以来, Rabotnov^[28]、Lemaitre^[29]、Hayhurst^[30]、Chaboche^[31]、Kremple^[32]、Hult^[33]、Murakami^[34]及 Krajcinovic^[35]等人提出“损伤因子”概念并把它进一步推广为一种场变量,即通过

引入“损伤变量”的内部状态张量,描述含微观缺陷材料的力学效应,研究内部微观缺陷的产生和发展所引起的宏观力学效应及最终导致材料破坏的过程和规律。连续介质损伤力学利用连续介质热力学和连续介质力学的唯象学方法,研究损伤对材料宏观力学性质的影响以及材料和结构损伤演化的过程和规律。

细观损伤力学以及近年来发展起来的基于细观的唯象损伤理论构成了损伤力学的另外两个分支。损伤力学与断裂力学构成了描述材料破坏的力学过程的破坏力学理论,在结构的刚度分析与寿命预测,结构与材料的稳定性,材料的韧-脆破坏过程的力学描述和以材料强韧化为目标的材料设计中有广阔的应用前景。

如何描述和建立损伤本构模型是损伤力学主要研究探讨的五个方面的基本问题^[36]之一。在此仅就各向同性弹塑性损伤及各向异性弹塑性损伤理论的发展情况做简要回顾。

1. 各向同性弹塑性损伤本构理论

在一些韧性较好的金属材料中,损伤经常表现为伴随着大的塑性变形而产生微裂纹和微孔洞的形成和扩展。在 McClintock^[37]、Rice 和 Tracey^[38]以及后来的一些研究中,从细观力学的角度分析了韧性损伤的物理机制,这类方法能对损伤的细观过程和物理背景作出较好的解释,但是难以直接应用于宏观结构的分析。

Lemaitre 和 Chaboche 继承了 Kachanov 的有效应力概念,在实验基础上,通过一些近似处理建立了一种各向同性的塑性损伤理论^[39~41]。Lemaitre 在实验中发现,许多材料随着损伤的发展,弹性模量越来越小,因此认为损伤和材料的弹性相关,于是把热力学势(比自由能) ψ 分为不耦合的弹性部分 ψ_e 和塑性部分 ψ_p ,只把损伤引入 ψ_e 中,即

$$\psi = \psi_e(\epsilon_{ij}^e, T, w) + \psi_p(T, \alpha_{ij}, p) \quad (1.1)$$

式中 ϵ_{ij}^e 为弹性应变张量, T 为热力学温度, w 为损伤变量, α_{ij} 为背应力张量, p 是累积塑性应变。根据 Clausius-Duhem 不等式,得到损伤材料的弹性应力-应变关系为

$$\sigma_{ij} = \alpha_{ijkl}(1 - w)\epsilon_{kl}^e \quad (1.2)$$

式中 σ_{ij} 为 Cauchy 应力张量, α_{ijkl} 为依赖于温度的四阶弹性刚度张量。从试验出发,假设损伤演化方程的形式并最终得到三维应力状态下的线性方程

$$w = w_c \left\langle \frac{p\epsilon_R/p_R - \epsilon_D}{\epsilon_R - \epsilon_D} \right\rangle \quad (1.3)$$

式中 w_c 为损伤变量的临界值, ϵ_D 和 ϵ_R 分别是单向拉伸情况下损伤应变阈值和断裂应变值, p_R 是 $w=w_c$ 时材料的断裂应变,它与三轴应力相关,其中材料参数 w_c 、 ϵ_D 和 ϵ_R 均需试验确定。Lemaitre-Chaboche 塑性损伤模型没有利用正交法则,而是强制地假设了损伤演化方程的形式以与试验结果拟合,因此这一损伤理论没有严格满足热力学的全部基本方程,只适用于所研究的一类材料,但由于形式简单,已被推广应用于蠕变、疲劳以及蠕变与疲劳相关作用分析^[40]。

Lemaitre 所定义的损伤是基于损伤材料的弹性模量比初始无损时的低;而 Rousselier^[42]考虑的损伤表现为损伤材料的质量密度 ρ 低于无损的质量密度 ρ_0 , 这属于宏观的体膨胀损伤模型。Rousselier 损伤模型假定存在耗散势函数, 塑性应变和其他内变量的变化满足正交法则。当材料的变形过程为等温过程, 比自由能的形式为

$$\psi(\epsilon_{ij}^e, p, \beta) = \frac{1}{2} \epsilon_{ij}^e \alpha_{ijkl} \epsilon_{kl}^e + \psi_1(p) + \psi_2(\beta) \quad (1.4)$$

式中等号右边第一项表示可恢复的弹性能 ψ_e ; 其余两项之和 $\psi_1 + \psi_2$ 表示不可恢复的自由能, 与位错、残余应力、微缺陷等有关。将自由能分成三项反映出四阶弹性刚度张量 α_{ijkl} 不随损伤和硬化而变化, 且损伤过程和硬化作用之间相互作用也略去不计。这样, 弹性本构关系为

$$\sigma_{ij} = \frac{\rho}{\rho_0} \alpha_{ijkl} \epsilon_{kl}^e \quad (1.5)$$

与式(1.2)比较可以看出, Lemaitre-Chaboche 损伤模型相当于取损伤变量 w 按下式变化

$$w = 1 - \rho/\rho_0 \quad (1.6)$$

此外, Rousselier 损伤理论与 Lemaitre 损伤理论的区别还在于: Lemaitre 假设损伤只体现在弹性比自由能中, 而 Rousselier 理论并无此限制; Lemaitre 没有研究塑性势, 也没有利用全部正交法则, 而 Rousselier 建立了含损伤的塑性势, 并按正交法则推导了本构关系和损伤演化方程。

引入损伤后, Rousselier 假设在应力空间 $(\rho_0 \sigma_{ij}/\rho, R, Y)$ 中的塑性势为

$$F(\rho_0 \sigma_{ij}/\rho, R, Y) = J(\rho_0 \sigma_{ij}/\rho) - R - \sqrt{3} Y g(\rho_0 \sigma_m/\rho) - \sigma_s \quad (1.7)$$

式中 R 表示屈服面的膨胀, $J(\sigma_{ij})$ 为应力张量 σ_{ij} 的第二不变量, σ_s 为初始屈服应力, σ_m 为静水压力。将塑性应变率 d_{ij}^p 和应力 σ_{ij} 分解成偏张量和球张量之和, 即

$$d_{ij}^p = (d_{ij}^p)' + d_m^p \delta_{ij} \quad (1.8)$$

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + \sigma_m \delta_{ij} \quad (1.9)$$

则可得

$$R = \frac{d\psi_1(p)}{dp}, \quad Y = \frac{d\psi_2(\beta)}{d\beta} \quad (1.10)$$

$$(d_{ij}^p)' = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{3}{2} \lambda \frac{s_{ij}}{J(\rho_0 \sigma_{ij}/\rho)} \quad (1.11)$$

$$d_m^p = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_m} = -\lambda \frac{Y}{\sqrt{3}} \frac{dg(\rho_0 \sigma_m/\rho)}{d(\rho_0 \sigma_m/\rho)} \quad (1.12)$$

$$\dot{p} = \lambda = \left[\frac{2}{3} (d_{ij}^p)' (d_{ij}^p)' \right]^{1/2} \quad (1.13)$$

$$\dot{\beta} = \sqrt{3} \lambda g(\rho_0 \sigma_m/\rho) \quad (1.14)$$

由式(1.8)、式(1.10)、式(1.11)及式(1.12)可以导出 Rousselier 损伤模型的塑性本构关系

$$d_{ij}^p = -\lambda \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{d\psi_2(\beta)}{d\beta} \frac{dg(\rho_0\sigma_m/\rho)}{d(\rho_0\sigma_m/\rho)} \delta_{ij} + \frac{3}{2} \lambda \frac{s_{ij}}{J(\rho_0\sigma_{ij}/\rho)} \quad (1.15)$$

Rousselier 理论严格遵循连续热力学理论,满足正交法则,在形式上比较完美。尽管如此,该理论并未得到普遍应用,原因是这一理论与 Lemaitre-Chaboche 损伤模型相比形式复杂,且用材料的质量密度作为损伤变量不便测量损伤。

上述两种损伤理论均假设损伤是各向同性的,然而金相学和材料科学的研究表明,多数材料的损伤破坏是由于晶界处的微裂纹和微孔洞的形核、长大引起的,且在一定的应力状态下,晶界上微裂纹和微孔洞的发展具有一定的方向性。因此,损伤理论如果要更准确地反映材料在复杂加载历史下的损伤和变形过程,就应该正确反映这些细观结构变化的特点,体现损伤材料的各向异性。

2. 各向异性损伤理论

为了分析材料的各向异性损伤,Sidoroff 等人提出了能量等效假设^[43~45]。对受损材料,假设其损伤状态用二阶损伤张量 $\mathbf{D}$ 表示,Cauchy 应力张量 $\boldsymbol{\sigma}$ 的主轴与应变张量 $\boldsymbol{\epsilon}$ 、损伤张量 $\mathbf{D}$ 的主轴重合,根据能量等效假设,损伤材料的余能为

$$\rho\psi_e(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{D}) = \frac{1+\nu}{E} \text{tr}[\boldsymbol{\sigma}^2 \cdot (\mathbf{I} - \mathbf{D})^{-2}] - \frac{\nu}{2E} \{\text{tr}[\boldsymbol{\sigma} : (\mathbf{I} - \mathbf{D})^{-1}]\}^2 \quad (1.16)$$

根据正交法则,弹性应力-应变关系为

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{E}{1+\nu} \left\{ \frac{\nu}{1-2\nu} (\mathbf{I} - \mathbf{D}) \text{tr}[\boldsymbol{\epsilon} \cdot (\mathbf{I} - \mathbf{D})] + \boldsymbol{\epsilon} \cdot (\mathbf{I} - \mathbf{D})^2 \right\} \quad (1.17)$$

设存在耗散势函数 $P(\mathbf{Y})$,则损伤演化方程

$$\mathbf{D} = \begin{cases} 0, & P(\mathbf{Y}) < 0 \\ \lambda \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}}, & P(\mathbf{Y}) = 0 \end{cases} \quad (1.18)$$

式中 $\mathbf{Y}$ 为损伤能量释放率, λ 为损伤演化因子。上式表明损伤过程只发生在 $P(\mathbf{Y}) = 0$ 的状态,由于 $\mathbf{Y} = \mathbf{Y}(\boldsymbol{\epsilon}, \mathbf{D})$,因此

$$\begin{aligned} \dot{P} &= \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} : \left[\frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} + \frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{D}} : \dot{\mathbf{D}} \right] \\ &= \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} : \left[\frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} + \frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{D}} : \left(\lambda \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} \right) \right] \\ &= 0 \end{aligned} \quad (1.19)$$

则得到

$$\lambda = - \left(\frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} : \frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \mathbf{D}} : \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} \right)^{-1} \left\langle \frac{\partial P}{\partial \mathbf{Y}} : \frac{\partial \mathbf{Y}}{\partial \boldsymbol{\epsilon}} : \dot{\boldsymbol{\epsilon}} \right\rangle \quad (1.20)$$

由式(1.17)可知,经典弹性理论中的均匀性与各向同性假定不再成立,材料损伤后的本构形为与正交异性材料相同,其坐标主轴与主损伤轴相同,并且损伤弹性矩阵

不为常数,而与空间坐标及加载史有关。

对于弹塑性各向异性材料,Chow 和 Wang^[46]在塑性耗散势函数中用有效应力张量替代原应力张量,即

$$F_p(\sigma, D, R) = F_p(\tilde{\sigma}, R) = \tilde{\sigma}_p - [R_0 + R(p)] = 0 \quad (1.21)$$

式中各向异性塑性有效应力第二不变量 $\tilde{\sigma}_p$ 定义为

$$\tilde{\sigma}_p = \left(\frac{1}{2} \sigma : \tilde{H} : \sigma \right)^{1/2} \quad (1.22)$$

R_0 为塑性强化初始阈值; $R(p)$ 为强化阈值增量; $\tilde{H}$ 为各向异性有效塑性张量,具体表达式见文献[47]。

根据正交法则,各向异性塑性本构方程为

$$\dot{\epsilon}^p = \lambda_p \frac{\partial F_d}{\partial \sigma} = \frac{\lambda_p}{2\sigma_p} \tilde{H} : \sigma \quad (1.23)$$

式中 Lagrange 乘子 λ_p 为

$$\lambda_p = \begin{cases} \frac{\frac{\partial F_p}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_p}{\partial D} : \dot{D}}{\left(\frac{\partial F_p}{\partial R} \right)^2 \left(\frac{\partial R}{\partial p} \right)} > 0 & \text{若 } F_p = 0, \text{ 且 } \frac{\partial F_p}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_p}{\partial D} : \dot{D} > 0 \\ 0 & \text{若 } F_p \leq 0, \text{ 且 } \frac{\partial F_p}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_p}{\partial D} : \dot{D} \leq 0 \end{cases} \quad (1.24)$$

基于损伤等效应力的概念,Chow 和 Wang^[48]提出了损伤演化模型。假设损伤耗散势函数为

$$F_d = \tilde{\sigma}_d - [B_0 + B(w)] = 0 \quad (1.25)$$

式中 B_0 为初始损伤强化阈值, $B(w)$ 为其增量, w 代表总损伤; $\tilde{\sigma}_d$ 为有效损伤等效应力

$$\tilde{\sigma}_d = \left(\frac{1}{2} \tilde{\sigma} : J : \tilde{\sigma} \right)^{1/2} = \left(\frac{1}{2} \sigma : \tilde{J} : \sigma \right)^{1/2} \quad (1.26)$$

其中

$$\tilde{J} = M^T : J : M \quad (1.27)$$

J 为损伤特征张量; M 为损伤影响张量。则损伤演化方程

$$\dot{D} = \frac{\lambda_d}{2\sigma_d} \tilde{J} : \sigma \quad (1.28)$$

$$\dot{w} = \lambda_d \frac{\partial F_d}{\partial (-B)} = \lambda_d \quad (1.29)$$

式中

$$\text{若 } F_d = 0, \text{ 且 } \frac{\partial F_d}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_d}{\partial D} : \dot{D} > 0$$

$$\lambda_d = \left(\frac{\partial F_d}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_d}{\partial \mathbf{D}} : \dot{\mathbf{D}} \right) / \left[\left(\frac{\partial F_d}{\partial B} \right)^2 \left(\frac{\partial B}{\partial w} \right) \right] > 0 \quad (1.30a)$$

$$\text{若 } F_d \leq 0, \text{ 且 } \frac{\partial F_d}{\partial \sigma} : \dot{\sigma} + \frac{\partial F_d}{\partial \mathbf{D}} : \dot{\mathbf{D}} \leq 0$$

$$\lambda_d = 0 \quad (1.30b)$$

综合考虑式(1.28)、式(1.29)和式(1.26),得总损伤率

$$\dot{w} = 2 \left(\frac{1}{2} \dot{\mathbf{D}} : \tilde{\mathbf{J}}^{-1} : \dot{\mathbf{D}} \right)^{1/2} \quad (1.31)$$

对于脆性材料,损伤主要由弹性变形所致,损伤演化的充分必要条件是 $F_d = 0$,而对于延性材料, $F_d = 0$ 只是损伤演化的必要条件,只有当 $F_d = 0$ 和 $F_p = 0$ 同时满足时,损伤才会发生演变。

综上所述,虽然各向同性损伤和各向异性损伤本构模型在理论上有了一定的发展,但很难应用于实际结构分析。主要表现在:①损伤本构模型的研究仍处于发展期,对不同材料的本构关系一般只有建立在热力学基础上的理论框架,并不能直接用于结构分析,特别是对数值分析缺乏相应的模型。②损伤本构模型形式上较复杂,且方程中待定参数多。③考虑损伤的结构分析不仅要建立合适的损伤本构模型,而且还要建立损伤演化方程,但是,很难对所有的材料和损伤机制给出一个具有普遍性的损伤演化方程。④与传统的固体力学理论相比,考虑损伤则为结构的强度校核、寿命预测、稳定分析提供了更为合理的途径,然而,由于引入损伤变量,含损伤的结构分析中,除了考虑本构关系、平衡方程、几何关系、初始条件和边界条件外,还要考虑损伤演化规律,使问题求解更加困难。

用于弹塑性分析的本构模型,除了前述的弹塑性模型、损伤模型外,还有内蕴时间塑性模型。应用内时理论和混合强化本构模型进行循环荷载作用下钢结构相关屈曲分析已取得一定成果^[7,49]。

本课题的本构方程采用混合强化准则,屈服面既能平移又能膨胀(收缩),考虑 Baushinger 效应、屈服平台、硬化(软化)效应、损伤和损伤演化的影响,建立弹塑性各向异性损伤本构模型。详细构建过程见第二章。

§ 1.2 循环荷载作用下钢结构相关屈曲的研究进展

为了全面了解钢结构在地震作用(循环荷载)下复杂的相关破坏机理,不仅需要建立精确的本构模型,而且还应研究和发展钢结构相关屈曲的分析方法。通过对循环荷载作用下钢结构及构件从初始加载到破坏的全过程分析,全面了解其滞回性能,才能对地震作用下钢结构的破坏进行预测以及为制定抗震设计准则和提出抗震设防措施开辟一条有效途径。

钢结构局部与整体相关屈曲的研究可划分为平面内和平面外两个方向。对平面内相关屈曲,文献[50,51]较全面地回顾和总结了该领域中静力相关屈曲的研究

现状,循环荷载作用下平面内相关屈曲的研究也有一定突破^[52~58];平面外相关屈曲的研究也有两个方向,早期人们大多关注平面外静力相关屈曲的研究^[59],近期循环荷载作用下的研究受到重视。本节主要回顾循环荷载作用下的平面外相关屈曲的研究成果。

近年来,在地震作用下钢结构破坏机理的研究成为国内外关注的热点课题。根据国内外的试验结果,循环荷载作用下钢结构的失效形式有循环塑性变形、屈曲、结构低周疲劳及其相关破损。对于焊缝连接钢构件,低周疲劳失效是主要矛盾,但是一般钢构件的破坏形式为循环塑性及局部-整体相关屈曲。在循环荷载作用下,当钢构件平面外有可靠支撑,能避免发生平面外局部屈曲及限制平面外侧移时,分析中可不考虑平面外的影响,在此前提下,如果对循环荷载作用下悬臂梁进行分析,得出的滞回曲线表明,受压翼缘开始发生局部屈曲并不意味着整体抗弯能力的重大损失;然而,实际结构中很难排除构件的出平面位移,在此情况下,当翼缘局部屈曲后,就可能发生梁的侧扭屈曲,梁实际的稳定承载力远低于平面内分析的结果。因此,研究这些不稳定因素的影响,进行平面外相关屈曲分析,才能全面了解钢结构的循环破坏机理。

Vann 等人^[60]设计如图 1.1 所示的试验装置,对宽翼缘长悬臂梁、梁柱进行了横向荷载作用下的试验研究。试件共四组,其中两组梁试件几何性质相似,不同之处是一组有中间支撑,另一组没有;两组柱试件中一组有常轴力作用,而另一组无轴力。试验通过控制循环位移实现横向循环加载。结果表明,由于翼缘与腹板局部相关屈曲及翼缘、腹板局部屈曲与整体侧扭屈曲相关作用的影响,滞回曲线出现退化现象。对宽翼缘梁,局部屈曲始于翼缘,而后导致腹板屈曲,使梁承载力降低;当翼缘、腹板局部屈曲伴随侧扭屈曲时,加速了构件刚度退化,使承载力和吸能能力明显降低。对梁柱,轴力加大了翼缘、腹板局部屈曲变形,也加大了侧扭屈曲变形,加剧刚度退化,大幅度降低构件稳定承载力和吸能能力。由于没有进行理论分析,无法界定发生不同类型破坏的量化条件。

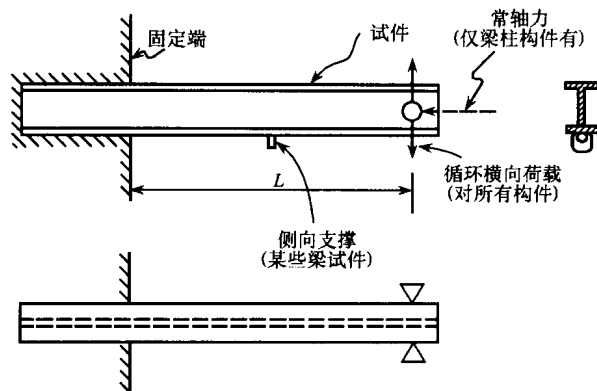


图 1.1 支承及加载条件

Suzuki 和 Ono^[61]试验研究了梁、梁柱在单调和循环荷载作用下变形性能。试验结果表明,梁上循环荷载的作用形式对梁的滞回性能有较大影响。均匀循环弯矩作用下梁滞回曲线的不稳定点所对应的竖向位移值只有循环集中荷载作用下的 1/3,是单调一次性加载不稳定点对应位移值的 1/6。导致循环荷载作用下梁抗弯承载力降低的直接原因不是局部屈曲,而是由于局部屈曲引起梁整体侧扭变形造成的。对循环弯矩和常轴力作用下的梁柱构件,受压翼缘局部屈曲是极限承载力降低的重要原因,轴力作用加剧侧向和扭转变形,使承载力降低值比梁的大得多。文章最后指出,影响滞回曲线的不稳定因素很明显,但定量分析钢结构的循环变形性能并不容易。

Watanabe 等人^[62]对短槽钢柱在循环轴力作用下的屈曲强度进行了试验研究。试件为碳素结构钢 SS41,按截面尺寸不同分为六种(两种翼缘宽度和三种翼缘厚度),翼缘宽厚比分别为 11.11、15.56、15.63、21.74、21.88 和 30.43。试验结果表明,槽钢柱的破坏是由于翼缘板局部屈曲后,导致柱平面外抗弯刚度损失,进而诱发平面外整体屈曲。对长细比较大的试件,虽然其极限承载力较小,但在循环荷载作用下,承载力退化率(每次循环的峰值荷载与首次循环的峰值荷载之比)却较小,其值主要取决于翼缘板宽厚比。随着荷载循环次数增加,残余变形加大,而残余应力分布趋于平缓。当翼缘的广义宽厚比 $R(R=h\sqrt{12(1-\nu^2)\sigma_y/(\pi^2/kE)t_f})$ 比较小时,构件缺陷敏感度也比较低,然而在高轴压应力下出现扭转变形后,构件对缺陷敏感。当 $R=0.7$ 时,残余应力的影响不明显,当缺陷略有增加,则强度显著降低,从宽翼缘板截面设计角度出发,参数 R 应在单位 1 左右取值。

能够较客观地模拟构件的实际工作环境一直是试验研究期望达到的目标。Guruparan 等人^[63]设计的循环弯矩作用下钢框架滞回性能试验较好解决了这一问题。试验选取的多层框架子结构及试验台示意图 1.2。钢梁试件有 6 种,试件

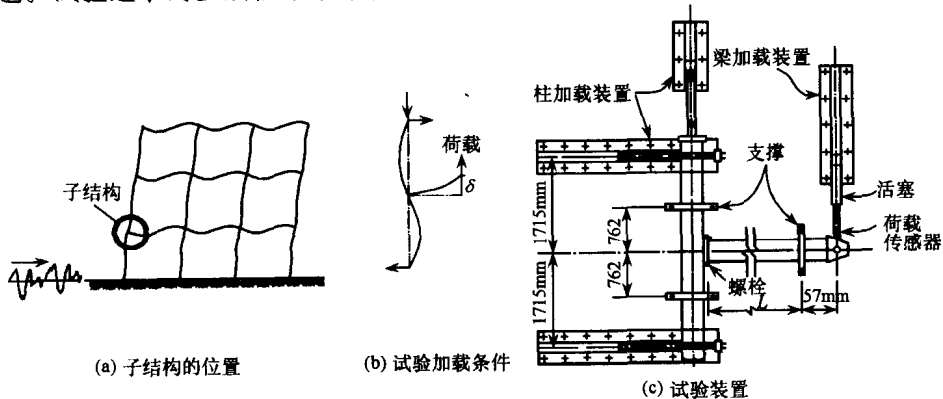


图 1.2 钢框架梁滞回性能试验

1~3为轧制工字形截面梁,翼缘宽厚比及腹板高厚比分别为 8.15 和 47.6,长细比分别为 37.9、57.7 和 97.3;试件 4~6 为焊接工字形截面梁,翼缘和腹板高厚比分别为 8.5 和 74.0,长细比分别为 37.2、56.5 和 95.3。试验结果表明,当梁长细比不大时(如试件 1),首先出现翼缘局部屈曲,随后腹板变形增加使承载力逐渐降低,由于长细比较小,足以避免构件侧向屈曲,表现出较好的滞回性能。当翼缘、腹板宽厚比增加时(如试件 4),在前几个循环后就出现明显的翼缘和腹板局部屈曲,由于局部塑性铰的扭曲,产生梁整体侧扭屈曲,表现出较突出的相关作用,使强度逐渐退化。当长细比增加后(如试件 5),翼缘和腹板局部屈曲发生后不久就出现明显的侧向屈曲并伴随局部扭曲,导致强度大幅度下降。当长细比较大时(如试件 3 和试件 6),导致梁强度退化的主要因素由局部相关屈曲、局部与整体相关屈曲转变为梁整体侧扭屈曲,并造成梁强度急剧下降,如试件 6 的强度损失可达 30% 以上。

Watanabe 等人^[64]就薄壁箱形截面在常轴力和循环弯矩作用下的延性性能进行试验,主要研究了薄壁板或壳元的局部屈曲对整体荷载-位移性能的影响,特别是轴压力水平对构件进入极限状态以后的延性影响规律。试验装置如图 1.3 所示,轴力水平有三种,即 $\alpha=0, 0.2$ 和 0.3 ($\alpha=P/P_Y, P_Y$ 是屈服轴压力),通过计算机追踪曲率-时间曲线,控制竖向液压油缸施加横向力实现循环均匀弯矩作用。试验得到构件出平面变形、轴向变形和抗弯刚度之间的相关曲线,对比分析指出,当构件仅受循环弯矩作用时,即使梁在大曲率下存在刚度和强度退化,但峰值弯矩下降幅度不大,且随强度逐渐退化,刚度退化趋于稳定;另一方面,当构件在轴力和循环弯矩联合作用下,随循环次数增加,峰值弯矩明显降低,且轴力值越大,强度及刚度退化越严重,导致出平面变形急剧增加。

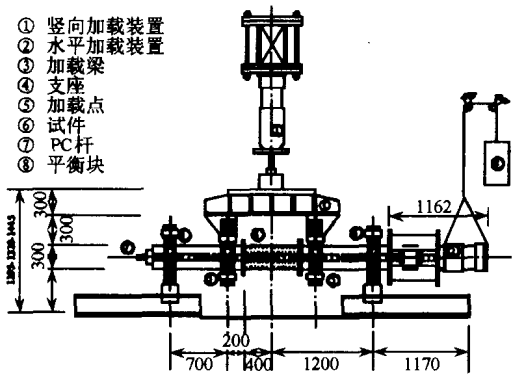


图 1.3 试验装置

Lee 等人^[65]设计如图 1.4 所示试验装置对 8 个试件 ($W8 \times 10A-36, b/t=9.61, L=577.85\text{mm}$),进行 3 种荷载条件(循环弯矩、循环弯矩和初始轴力、循环弯矩和常轴力)下的试验。试件在纯弯矩作用下试验结果几乎一致,不论是单调加