

# 考虑面内/面外拘束的 G20Mn5QT 铸钢材料 断裂韧性研究

## Research on Fracture Toughness of G20Mn5QT Cast Steel Considering In-plane and Out-of-plane Constraints

一级学科： 土木工程

研究方向： 结构工程

作者姓名： 孙 彤

指导教师： 徐 杰 副教授

答辩日期	2021 年 12 月 6 日		
答辩委员会	姓名	职称	工作单位
主席	尹越	副教授	天津大学
委员	芦燕	副教授	天津大学
	金明昌	正高级工程师	天津市房屋鉴定建筑设计院
	王中兴	副研究员	天津大学

天津大学建筑工程学院

二〇二一年十二月

# 摘要

断裂韧性是衡量材料抵抗断裂能力的量度，受到拘束作用的显著影响。拘束断裂理论历经了数十年的发展，提出了单参数、双参数、三参数和统一参数理论来表征面内/面外拘束。然而这些理论存在着计算复杂，只能表征裂纹尖端应力或应变场的缺点。因此，提出可表征面内/面外拘束，计算简便且能准确描述裂纹尖端应力应变场的统一参数，是结构安全性设计和完整性评定的重点研究内容。

本文通过理论分析、宏观试验，数值模拟相结合的方式，探究不同面内/面外拘束对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性的影响。提出可以表征面内/面外拘束的统一参数，并建立此与材料断裂韧性之间的关联线。通过引入图像处理技术和声发射技术，对断裂韧性试验过程进行阶段性分析，建立断裂判据。本课题主要研究内容及所得结论如下所示：

(1) 利用规则化法，计算 G20Mn5QT 不同面内拘束的紧凑拉伸 (CT) 试样  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$ 。结果表明随着面内拘束的增强，材料断裂韧性减弱。利用扫描电镜对断口形貌进行分析，结果表明随面内拘束的增强，断裂机理从延性断裂经由韧性/脆性混合断裂转变为脆性断裂。

(2) 将图像处理技术和声发射技术相结合，对 G20Mn5QT 不同面内拘束的 CT 试样断裂韧性试验进行阶段性分析。其裂纹演变过程从预制疲劳裂纹开裂，过渡至裂纹萌生，后经过缓慢、稳定、快速扩展直至最后失稳。将裂纹稳定扩展时刻对应的断裂韧性  $J_{IPAE}$  作为试样失效的临界值，建立断裂判据  $J \geq J_{IPAE}$ ，并与经典断裂判据  $J \geq J_{IC}$  进行对比，结果表明断裂判据  $J \geq J_{IPAE}$  应用于工程中更保守。

(3) 采用 ABAQUS 有限元软件内嵌的 GTN 细观损伤模型，预测 G20Mn5QT 不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$ 。面内或面外拘束的增强，导致材料断裂韧性的减弱。面内面外拘束具有交互作用，低面内拘束会增强面外拘束的影响，而高面内拘束对面外拘束不敏感。

(4) 基于裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内等效应力—等效应变曲线下面积，定义了一个新的面内/面外统一拘束参数  $A_{EES}$ ，并建立其与材料无量纲断裂韧性  $J_{IC}/J_{ref}$  的关联线  $A_{EES} - J_{IC}/J_{ref}$ ，为该材料实际工程构件或结构的安全性设计与完整性评定提供计算参数和理论指导。

**关键词：** G20Mn5QT 铸钢材料，断裂韧性，面内/面外拘束，GTN 细观损伤模型，图像处理技术，声发射技术

# ABSTRACT

Fracture toughness is a measure of the fracture resistance of materials, which is significantly affected by the constraint of crack tip. Constraint is the hindrance of material or structure on the plastic deformation at the crack tip. The constrained fracture theory has been developed for decades, single parameter, two parameter, three parameter and unified parameter theories have been proposed to characterize in-plane constraints, out-of-plane constraints and their composite constraints. However, these theories can only describe the stress or strain field at the crack tip and their calculation process is complicated. Therefore, how to put forward a unified constraint parameter that can characterize the in-plane and out-of-plane constraints and accurately describe the stress-strain field at the crack tip is the key of structural safety design and integrity evaluation.

In this paper, the effects of in-plane and out-of-plane constraints on the fracture toughness of G20Mn5QT cast steel were investigated by means of theoretical analyses, tests and numerical simulations. A new unified parameter  $A_{EES}$  that can characterize in-plane and out-of-plane constraints was proposed, and the correlation line between  $A_{EES}$  and dimensionless characteristic value  $J_{IC}/J_{ref}$  was established. Through introducing image processing and acoustic emission (AE) technique, the stage analyses of fracture toughness test were carried out. The main research contents and conclusions are as follows:

(1) The fracture toughness tests of compact tensile (CT) specimens with varying in-plane constraints were carried out.  $J$ - $R$  curves of G20Mn5QT cast steel were firstly measured by Normalization Method. The characteristic values, namely initiation toughness  $J_i$  and engineering initiation toughness  $J_{IC}$ , were calculated according to ASTM E1820 and ISO 12315. The results show that with the strengthening of in-plane constraints,  $J$ - $R$  curves drop and characteristic values decrease. The fracture morphology was analyzed by Scanning Electron Microscope (SEM). The fracture mechanism can be revealed from ductile fracture through mixed ductile and brittle fracture to brittle fracture with the enhancement of in-plane constraints.

(2) Image processing and AE technique were introduced to conduct stage analyses of fracture toughness tests. The crack evolution process and damage

accumulation process of CT specimens are analyzed through using image processing and AE technique respectively. The fracture toughness test process changes from fatigue precracking through crack initiation, then slow, stable and rapid crack propagation to finally instability. The characteristic values at critical points are calculated through the synergistic analysis of AE parameters-time curves and load-displacement curves.  $J_B$  and  $J_C$  corresponding to the crack initiation (point B) and the onset of stable crack propagation (point C) determined by stage analyses represent the initiation toughness and engineering initiation toughness obtained from image processing and AE technique. It is found that  $J_B$  is 10% ~ 30% smaller than  $J_i$ , and  $J_C$  is 8% ~ 40% smaller than  $J_{IC}$ , proving that the characteristic values estimated through using the combination of image processing and AE technique are more conservative.

(3) The GTN model embedded in ABAQUS finite element software was used to predict  $J$ - $R$  curves of G20Mn5QT using CT specimens with different in-plane and out-of-plane constraints. The effects of  $f_0$ ,  $f_N$ ,  $f_c$  and  $f_F$  in GTN model on load-displacement curves,  $J$ - $R$  curves and crack evolution process were studied in detail for calibrating GTN model parameters precisely. It is demonstrated that the numerical results using the calibrated GTN model are in good agreement with the experimental measurements, which proves that GTN model is a convenient and effective tool for evaluating the fracture toughness of materials. The increase of in-plane or out-of-plane constraints makes  $J$ - $R$  curves descent. There exists interaction between the in-plane and out-of-plane constraints. The lower in-plane constraints strengthen the out-of-plane constraints effects, while the higher in-plane constraints are not sensitive to the out-of-plane constraints.

(4) The static crack tip stress-strain field of CT specimens with different in-plane and out-of-plane constraints was analyzed through using ABAQUS. Based on the area under the equivalent stress-strain curve in the yield range of the constraint control zone on the crack growth path, a new in-plane and out-of-plane unified constraint parameter  $A_{ESS}$  can be defined. There exists a sole linear relation between  $A_{ESS}$  and the dimensionless characteristic value  $J_{IC}/J_{ref}$  regardless of in-plane or out-of-plane constraints or both.  $J_{IC}/J_{ref}$  can be used to characterize the effect of in-plane and out-of-plane constraints on the fracture toughness of G20Mn5QT. It provides calculation parameters and theoretical guidance for the safety design and integrity evaluation of practical engineering components or structures.

**KEY WORDS:** G20Mn5QT cast steel, Fracture toughness, In-plane and out-of-plane constraints, GTN model, Image processing, Acoustic emission technique

# 目 录

第 1 章 绪论.....	1
1.1 研究背景及意义.....	1
1.2 国内外研究历程和现状.....	6
1.2.1 G20Mn5QT 的国内外研究历程和现状.....	6
1.2.2 断裂韧性的国内外研究历程和现状.....	7
1.2.3 拘束断裂理论的国内外研究历程和现状.....	14
1.2.4 GTN 细观损伤模型的国内外研究进展和现状.....	18
1.2.5 声发射技术在断裂韧性领域应用的国内外研究进展和现状.....	20
1.3 目前研究存在问题.....	21
1.4 研究内容及思路.....	22
1.4.1 研究内容.....	22
1.4.2 研究思路.....	23
第 2 章 不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度试验.....	25
2.1 前言.....	25
2.2 试验设计.....	25
2.2.1 试验材料.....	25
2.2.2 试样设计.....	25
2.2.3 声发射装置.....	27
2.2.4 试验参数确定.....	28
2.3 试验步骤.....	32
2.3.1 预制疲劳裂纹试验.....	32
2.3.2 侧槽加工.....	33
2.3.3 断裂韧度试验.....	33
2.3.4 二次疲劳试验.....	34
2.3.5 最终断裂试验.....	34
2.4 试验结果.....	35
2.4.1 裂纹长度.....	35
2.4.2 荷载一位移曲线.....	36
2.4 本章小结.....	38
第 3 章 不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度测定.....	39

3.1 引言.....	39
3.2 不同面内拘束的 CT 试样塑性因子 $\eta$ 表达式.....	39
3.2.1 有限元模拟.....	39
3.2.2 计算方法.....	42
3.2.3 计算结果.....	45
3.3 规则化法.....	46
3.3.1 四参数规则化方程拟合.....	46
3.3.2 实时裂纹长度预测.....	50
3.3.3 $J-R$ 曲线和延性断裂韧度 $J_{IC}$ 计算.....	51
3.4 不同面内拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线以及延性断裂韧度 $J_{IC}$ .....	52
3.5 断口分析.....	54
3.6 本章小结.....	56
第 4 章 基于图像处理和声发射的断裂韧度试验阶段性分析.....	59
4.1 前言.....	59
4.2 断裂韧度试验阶段性分析.....	59
4.2.1 图像处理技术分析裂纹演化过程.....	59
4.2.2 声发射技术分析裂纹演化过程.....	61
4.2.3 基于图像处理和声发射的阶段性分析.....	62
4.2.4 基于声发射 $b$ 值的阶段性分析.....	63
4.3 基于图像处理和声发射的断裂准则.....	65
4.4 本章小结.....	68
第 5 章 不同面内/面外拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度预测.....	69
5.1 引言.....	69
5.2 GTN 有限元模型建立.....	69
5.2.1 材料和试样.....	69
5.2.2 模型细节.....	70
5.3 $J-R$ 曲线计算方法.....	72
5.3.1 修正裂纹长度 $a_c$ .....	72
5.3.2 $J$ 积分.....	73
5.4 GTN 模型参数化分析及标定.....	73
5.4.1 初始孔洞体积分数 $f_0$ .....	74
5.4.2 孔洞形核粒子体积分数 $f_N$ .....	76
5.4.3 临界孔洞体积分数 $f_c$ .....	78
5.4.4 失效孔洞体积分数 $f_F$ .....	80

5.4.5	GTN 模型参数标定.....	82
5.5	不同面内/面外拘束的断裂韧度预测.....	84
5.5.1	不同面内拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测.....	84
5.5.2	不同面外拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测.....	85
5.5.3	不同面内/面外复合拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测.....	87
5.6	本章小结.....	88
第 6 章	基于等效应力应变的面内/面外拘束统一表征参数.....	89
6.1	引言.....	89
6.2	有限元模拟.....	89
6.2.1	材料和试样.....	89
6.2.2	静态裂纹有限元模型.....	89
6.3	面内/面外拘束统一表征参数 $A_{ESS}$ .....	90
6.3.1	等效应力应变.....	90
6.3.2	拘束控制区.....	96
6.3.3	屈服范围.....	98
6.3.4	$A_{ESS}$ 计算方法.....	98
6.4	$A_{ESS}$ 与不同面内/面外拘束试样延性断裂韧度 $J_{IC}$ 的关联.....	99
6.5	本章小结.....	101
第 7 章	总结与展望.....	103
7.1	主要结论.....	103
7.2	创新点.....	104
7.3	展望.....	104
参考文献	.....	105

## 第 1 章 绪论

### 1.1 研究背景及意义

铸钢材料 G20Mn5QT 是欧洲规范 DIN EN 10293<sup>[1]</sup>规定的一种低碳合金钢材。因其良好的力学性能和适用性，多以铸钢节点的形式，广泛应用在桥梁工程、结构工程等建筑工程领域中，如图 1-1 所示。

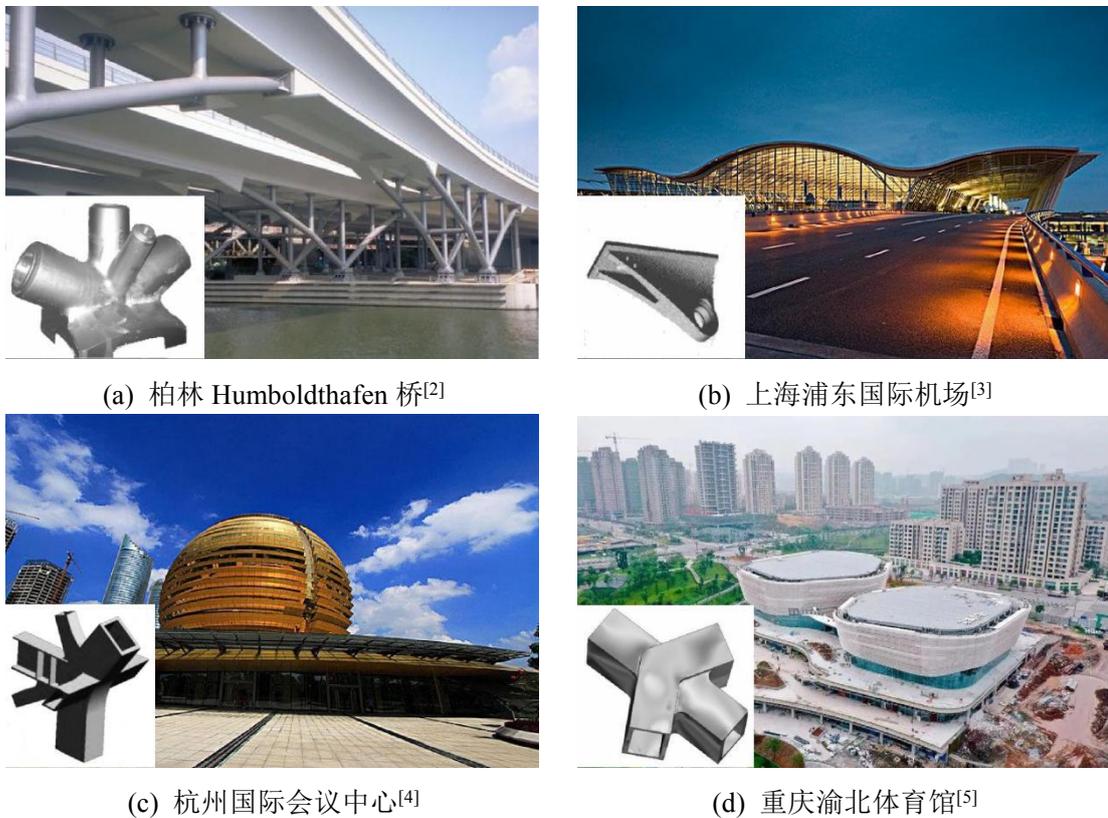


图 1-1 G20Mn5QT 铸钢节点实际工程应用

受铸造工艺限制，在节点浇筑过程中，铸钢材料内部会存在如夹杂、偏析、气孔和裂纹等缺陷。此外，铸钢节点所受荷载和应力状态十分复杂，往往会以疲劳、受弯（拉、压）破坏、延性/脆性损伤等形式失效。为了预防事故的发生，需要对其进行准确的安全性设计和完整性评定，而设计和评定过程中需要明确材料的断裂韧性<sup>[6-9]</sup>。因此，对铸钢材料 G20Mn5QT 的断裂韧性进行测量和评定，具有突出的理论研究和实际应用价值。

断裂韧性衡量材料抵抗断裂能力的高低，其性能指标为断裂韧度。断裂韧度有特征值和阻力曲线（R 曲线）两种表征形式，其中断裂韧度特征值又可根据所测试材料荷载—位移曲线的不同响应，分为线弹性特征值（如应力强度因子  $K$ ）和弹塑性特征值（如  $J$  积分或裂纹尖端张开位移 CTOD）。阻力曲线仅针对弹塑性材料，意为在有限的裂纹扩展范围内， $J$  积分或 CTOD 随裂纹长度变化的连续曲线，可表示为  $J-R$  曲线或 CTOD-R 曲线。目前世界各国针对金属断裂韧度的测量，颁布了相应的标准，主要包括国际标准 ISO 12315<sup>[10]</sup>，美国标准 ASTM E399<sup>[11]</sup>、ASTM E1820<sup>[12]</sup>，英国标准 BS 7448-4<sup>[13]</sup>、BS 8571<sup>[14]</sup>、DVN RP F108<sup>[15]</sup> 以及中国标准 GB/T 21143<sup>[16]</sup> 等。标准中推荐的测试试样有紧凑拉伸（CT）试样，单边缺口弯曲试样（SENB）试样，中心裂纹（MT）试样，圆盘状紧凑拉伸（DCT）试样，拱形拉伸（AS）试样以及单边缺口拉伸（SENT）试样，如图 1-2 所示。每种试样均有三个重要尺寸参数，分别为裂纹长度  $a$ ，试样厚度  $B$  和试样宽度  $W$ 。其中，SENB 试样、CT 试样和 SENT 试样被广泛应用在评估材料的断裂韧性之中。

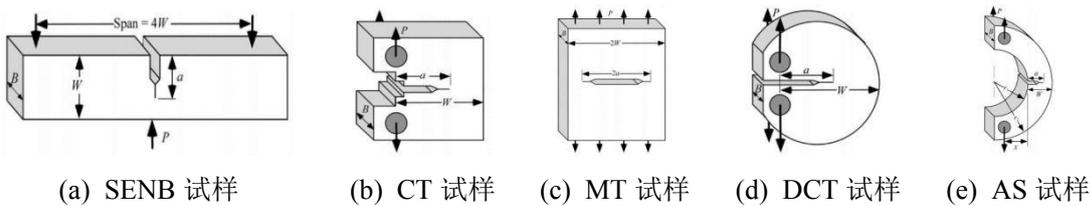


图 1-2 标准推荐的断裂韧度测试试样

材料的断裂韧性受裂尖拘束的影响。拘束是材料或结构对裂纹尖端区域塑性变形的阻碍作用，与裂纹尖端应力应变场密切相关。拘束作用越强，对裂纹尖端区域的塑性变形阻碍作用越大，裂纹尖端区域出现的屈服范围越小，材料克服塑性变形做功越少，材料的断裂韧度越小；拘束作用越弱，对裂纹尖端区域的塑性变形阻碍作用越小，裂纹尖端区域出现的屈服范围越大，材料克服塑性变形做功越多，材料的断裂韧度较大。因此，拘束作用的强弱与材料断裂韧度的大小呈现反比趋势。拘束可以分为材料拘束和几何拘束：材料拘束是指材料性能失配，如焊缝等所引起的拘束作用；几何拘束是指试样或结构的几何尺寸、裂纹长度的不同所引起的拘束作用。几何拘束可以进一步细分为面内拘束和面外拘束：面内拘束是指裂纹扩展方向上的尺寸，如未开裂韧带长度  $b$  的不同所引起的拘束作用；面外拘束是指与裂纹尖端相平行方向上的尺寸，如试样厚度  $B$  的不同所引起的拘束作用。通常面内拘束用裂纹长度与试样宽度的比值，即  $a/W$  来表征；面外拘束用试样厚度与试样宽度的比值，即  $B/W$  来表征。

在现行的断裂韧性测量标准<sup>[10-16]</sup>中,除 BS 8571<sup>[14]</sup>和 DVN RP F108<sup>[15]</sup>所采用的 SENT 试样是低拘束试样 ( $0.2 \leq a/W \leq 0.5$ ,  $1 \leq B/W \leq 5$ ),其余标准所采用的试样均为高拘束试样 ( $0.45 \leq a/W \leq 0.7$ ,  $0.5 \leq B/W \leq 1$ ),以测得保守的断裂韧性下限值。但对于实际工程构件或结构,其缺陷通常为表面浅裂纹,面内拘束较低;而厚度更是不定,面外拘束或低或高。因此,标准规定高拘束试件的断裂韧性,对于评定低拘束构件或结构的完整性时会产生保守的结果,造成材料浪费,导致经济损失;对于评定极高拘束构件或结构的完整性时会产生非保守的结果,引起严重的安全隐患。为了进行准确的评定,需详细探讨面内/面外拘束对材料断裂韧性的影响,并提出可以表征面内/面外拘束的统一拘束参数,建立其与材料断裂韧性的关联,更准确地评估材料的断裂韧性。

断裂韧性试验过程一般分为三个阶段:裂纹萌生阶段、裂纹稳定扩展阶段以及裂纹失稳扩展阶段。阶段性分析以及各阶段分界点的断裂韧性特征值计算可以通过声发射技术来实现。声发射是指在荷载作用下,材料内局部区域应力集中,导致变形或断裂,从而快速释放能量并产生瞬态弹性波的现象。若释放能量足够大,则可产生人耳可以听到的声音。但绝大多数材料在变形和断裂时释放的声发射信号强度太过微弱,需要借助灵敏的电子仪器进行检测。因此,材料内部释放的弹性波传播到材料表面,引起可以探测的表面位移,利用高灵敏度声发射传感器将材料的机械振动转换为电信号,通过前置放大器对电信号进行放大,利用采集处理系统中的模拟数字转换器(A/D转换器)将电信号转换为数字信号,进而对波形和特征参数进行分析、记录与显示,以此实现对试样或结构实时监测的技术,称为声发射技术。声发射技术的原理图如图 1-3 所示。声发射技术因其动态实时性、整体连续性、易操作性、尺寸不敏感性、环境不敏感性等多种优良性能,广泛应用在石油化工工业的管道阀门泄漏检测,航天航空工业的飞机壳体腐蚀、断裂检测以及交通运输工业的桥梁隧道缺陷检测等众多领域中。

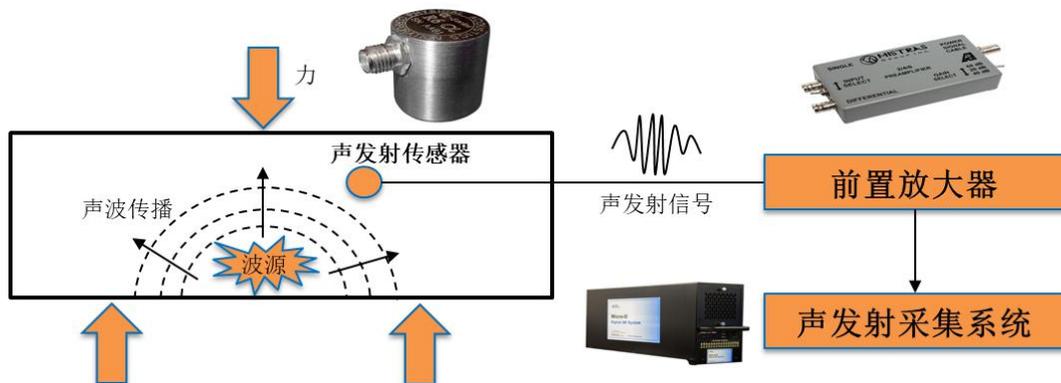


图 1-3 声发射检测原理图

由于材料内部释放的弹性波在传输过程中会不可避免地发生折射、反射等，导致声发射传感器采集到的电信号波形十分复杂，信号转换过程也会引起信息丢失。因此，最终显示的声发射波形与原始波形有着一定的差异，且对声发射波形直接进行处理是比较困难的。目前，对于声发射信号的分析，广泛采用的是声发射信号参数分析法，即以多个简化的、横坐标为时间的波形特征参数来表示声发射信号的特征，然后对其进行分析和处理<sup>[17]</sup>，如图 1-4 所示。声发射特征参数含义及用途如表 1-1 所示。

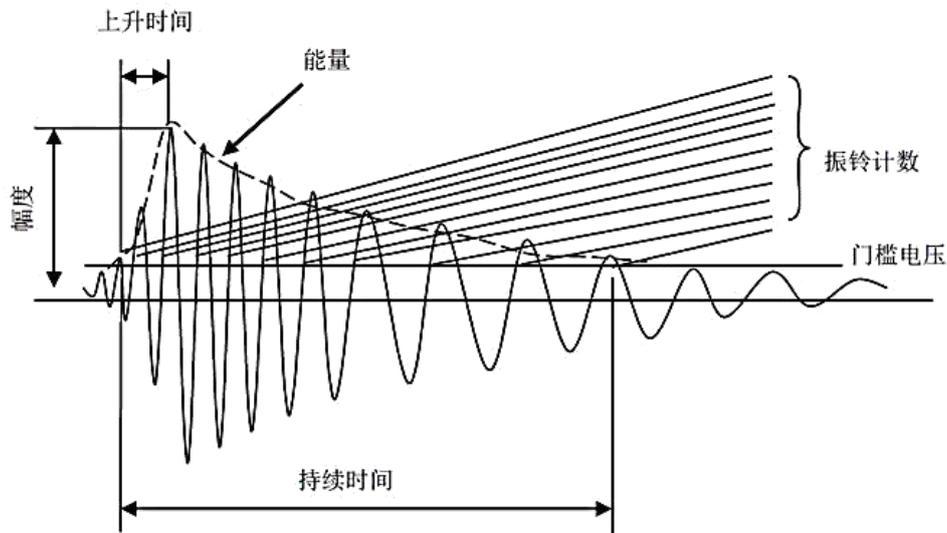


图 1-4 声发射波形特征参数定义图示

表 1-1 声发射特征参数含义及用途

特征参数	单位	含义	特点及用途
阈值	dB	人为设定的声发射信号幅值下限值	滤除低幅值信号，减少数据量
撞击计数	个	声发射信号幅值超过阈值并使某一声发射通道获取到数据，称为一个撞击。所测得的撞击个数为撞击计数。	反映声发射活动的总量和频度，用于声发射活动性评价
事件计数	个	产生声发射的一次材料局部变化称为一个声发射事件。所测得的事件个数为事件计数。	反映声发射事件的总量和频度，用于声发射活动性评价
振铃计数	个	声发射信号超过阈值的震荡次数	与阈值有关，广泛用于声发射活动性评价
上升时间	$\mu\text{s}$	声发射信号第一次超过阈值至最大幅值所经历的时间	用于噪声鉴别

表 1-1 (续)

特征参数	单位	含义	特点及用途
持续时间	$\mu\text{s}$	声发射信号第一次越过阈值至最终降至阈值所经历的时间	与阈值有关, 用于特殊声发射源的类型和噪声鉴别
到达时间	$\mu\text{s}$	一个声发射波达到传感器的时间	决定波源位置、传感器间距和传播速度, 用于波源位置测定
初始频率	$\text{kHz}$	峰前振铃计数/上升时间	粗略反映信号频率
反算频率	$\text{kHz}$	峰后振铃计数/(持续时间-上升时间)	粗略反映信号频率
平均频率	$\text{kHz}$	振铃计数/持续时间	粗略反映信号频率
RMS	$\text{mV}$	采样时间内, 信号电平的均方根值	与阈值无关, 用于连续型声发射活动性评价
ASL	$\text{dB}$	采样时间内, 信号电平的均值	用于对时间分辨率要求不高的连续型信号的评价
幅值	$\text{dB}$	声发射信号波形的最大振幅值	与阈值无关, 作为声发射源强度大小和衰减快慢的度量
能量	$\mu\text{V}\cdot\text{s}$	信号检测波包络线下的面积	对阈值不敏感, 用于波源类型鉴别和声发射活动性评价
绝对能量	$\text{J}$	电压信号的平方在持续时间下的积分值	反映信号的真实能量, 用于连续型声发射活动性评价
信号强度	$\text{pV}\cdot\text{s}$	电压信号在持续时间下的积分值	与能量类似, 用于波源类型鉴别和声发射活动性评价

由于声发射特征参数种类繁多, 不同的参数有着不同的特点和用途, 因此, 如何选取合适的参数, 来对断裂韧性试验过程进行准确有效的阶段性分析, 将会成为研究重点。此外, 弹塑性断裂力学中经典的  $J$  积分断裂判据表示为  $J \geq J_{\text{IC}}$ , 其物理含义为: 当裂纹驱动力  $J$  达到延性断裂韧性  $J_{\text{IC}}$  时, 构件或结构不能承受荷载而失效。而通过阶段性分析, 可以确定出试样失效时刻, 从而计算出相应的断裂韧性特征值, 新的断裂判据被提出。将其与  $J$  积分断裂判据进行比较, 判断其可行性与适用性, 也是需要关注的重点。

综上所述, 本文通过理论分析、宏观试验, 数值模拟和声发射参数分析相结合的方式, 探究不同面内/面外拘束对 G20Mn5QT 断裂韧性的影响, 提出可表征面内/面外复合拘束的统一参数, 并建立其与材料断裂韧性的关联线。此可为 G20Mn5QT 铸钢材料的安全性设计和完整性评定提供参数和理论指导, 使声发射技术在金属材料断裂韧性评价领域得到进一步应用。

## 1.2 国内外研究历程和现状

### 1.2.1 G20Mn5QT 的国内外研究历程和现状

目前针对 G20Mn5QT 铸钢材料的研究，主要集中在疲劳性能分析、滞回性能分析、微观机制模型参数标定以及温度对材料力学特性的影响这四方面。具体研究内容及所得结论总结如下：

郭琪<sup>[18]</sup>对 G20Mn5QT 标准试样以及 G20Mn5QT 与 Q345B 的焊接标准试样和环形对接焊缝试样进行疲劳试验，得到  $S-N$  曲线。之后利用有效缺口应力法和基于母材和焊缝的局部应变法，得到焊接接头的热点应力  $S-N$  曲线。最后通过数值模拟，对影响试样疲劳性能的三个参数，热轧钢管壁厚  $t$ ，径厚比  $d/t$ ，以及铸钢管和热轧钢管壁厚比  $T/t$ ，进行参数化分析，分析不同参数对疲劳性能的影响。

许颜涛<sup>[19]</sup>完成了 G20Mn5QT 及其与 Q345D 的对接焊缝的疲劳裂纹扩展试验，得到了两种材料在三种应力比、两种试样厚度、多种最大荷载下的疲劳裂纹扩展速率曲线。提出了双参数裂纹扩展驱动力模型，以简化疲劳裂纹扩展计算，改进了疲劳设计和剩余寿命的计算方法。通过引入声发射技术，对试验过程中采集到的声发射信号进行聚类分析，揭示了 G20Mn5QT 及其对接焊缝的疲劳裂纹扩展为拉伸断裂、剪切断裂和裂纹尖端循环塑性变形组合的机理。建立了基于声发射信号的 G20Mn5QT 及其对接焊缝疲劳裂纹监测方法，实现了疲劳裂纹的识别、定位、损伤定量和剩余寿命预测。

王鑫<sup>[20]</sup>开展了 G20Mn5QT 及其与 Q345D 热轧钢对接焊缝在质量分数为 3.5% 的 NaCl 溶液中的腐蚀试验，揭示其腐蚀过程为点蚀形成——裂纹成核——裂纹扩展——裂纹失效四阶段。并利用三参数威布尔模型对铸钢及其对接焊接腐蚀疲劳寿命进行预测和评估。

Han 等人<sup>[21]</sup>对 G20Mn5QT 进行了一系列应变比为 -1 的循环加载试验，并引入一个新的损伤变量，考虑强度退化对最大等效塑性应变和等效塑性应变增量两个内变量的影响。并利用 ABAQUS 提供的用户子程序接口 VUMAT，将提出的损伤变量引入循环本构模型，得到了等效塑性应变与损伤变量、杨氏模量和屈服强度之间的关系。

Tong 等人<sup>[22]</sup>对 G20Mn5QT 连杆进行了循环加载试验，研究了连接件上有无腹板开孔和开孔形式对其破坏模式、变形和极限承载力、延性、刚度和耗能性能的影响，得到连杆试样的延性性能由于腹板开孔而降低，不同开孔形式对承载力

和刚度基本无影响，但对延性性能影响显著的结论。

雷鹏<sup>[23]</sup>对 G20Mn5QT 标准圆棒试样在单调拉伸荷载作用下的微观机制模型 SMCS 和 VGM 模型，以及在超低周循环荷载作用下的微观机制模型 DSPS、CVGM 和 ICVGM 模型进行研究，标定了 G20Mn5QT 的微观机制模型参数。在此基础上，对 4 个铸钢连接件连接节点的单向拉伸试验进行了断裂预测以验证 SMCS 和 VGM 模型的适用性；并通过铸钢空心球节点的往复加载有限元分析，研究了 DSPS、CVGM 和 ICVGM 模型在预测该节点 ULCF 寿命的使用效力。

李帅<sup>[24]</sup>对 G20Mn5QT 圆周平滑槽口试样进行单调拉伸试验，同时结合有限元分析，校准得到了 G20Mn5QT 在  $20^{\circ}\text{C}$ 、 $-20^{\circ}\text{C}$ 、 $-40^{\circ}\text{C}$  和  $-60^{\circ}\text{C}$  下 VGM 和 SMCS 微观机制模型的断裂参数。通过双孔平板试样和梁柱铸钢连接节点在单调拉伸荷载作用下的断裂分析，验证了校准的 VGM 和 SMCS 模型的准确性，并研究了低温对铸钢节点断裂性能的影响。

Lu 等人<sup>[25]</sup>对 G20Mn5N 和 G20Mn5QT 的后热力学性能进行了综合试验研究。探讨和分析了铸钢生产工艺（正火 N 或调质 QT）、暴露温度、冷却方式（水冷和空冷）、循环加热和冷却工艺对铸钢力学性能的影响。试验结果表明，在温度超过  $700-750^{\circ}\text{C}$  时，两种铸钢材料的后热力学性能受生产工艺、暴露温度和冷却方式的影响十分显著，而受循环加热和冷却工艺的影响较小。同时提出了两种铸钢材料空冷和水冷后热力学性能的预测经验公式。

## 1.2.2 断裂韧性的国内外研究历程和现状

断裂韧度可以分为断裂韧度特征值和裂纹扩展阻力曲线，阻力曲线可对材料完整的断裂过程进行量度，更加适用于含缺陷结构的安全性设计和完整性评定。 $J-R$  曲线意为在有限的裂纹扩展范围内， $J$  积分值随裂纹扩展长度变化的曲线，可以表征材料抵抗裂纹萌生、裂纹稳定扩展和裂纹失稳扩展的能力。 $J-R$  曲线可以通过多试样法和单试样法进行测定：多试样法试验过程繁琐，数据处理量大，且只能用于确定延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$  而无法获得裂纹扩展全范围的  $J-R$  曲线；单试样法仅需对一个试样进行断裂韧度试验，即可得到全范围  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$ 。因此，本小节针对单试样法测定  $J-R$  曲线的研究历程进行详细介绍，分为  $J$  积分值的计算以及裂纹长度的预测两部分内容。

### 1.2.2.1 $J$ 积分值的计算

1968 年，Rice<sup>[26]</sup>提出表征弹塑性材料含缺陷结构裂纹尖端应力场强度的参数— $J$  积分，将其作为弹塑性材料的断裂评判指标，计算公式如式(1-1)所示。由于  $J$  积分与积分路径  $\Gamma$  的选取无关，因此， $J$  积分也被称为路径无关积分。

$$J = \int_{\Gamma} W dx_2 - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_1} d\Gamma = \int_{\Gamma} W dx_2 - \left( T_1 \frac{\partial u_1}{\partial x_1} + T_2 \frac{\partial u_2}{\partial x_1} \right) d\Gamma \quad (1-1)$$

其中： $W$  为应变能密度； $T_i$  为牵引矢量分量； $u_i$  为位移矢量分量； $\Gamma$  为裂纹尖端前缘任一闭合路径， $d\Gamma$  为沿路径方向长度增量； $x_1$  为沿裂纹方向的坐标， $x_2$  为垂直于裂纹方向的坐标，坐标原点在裂纹尖端。 $J$  积分计算图示如图 1-5 所示。

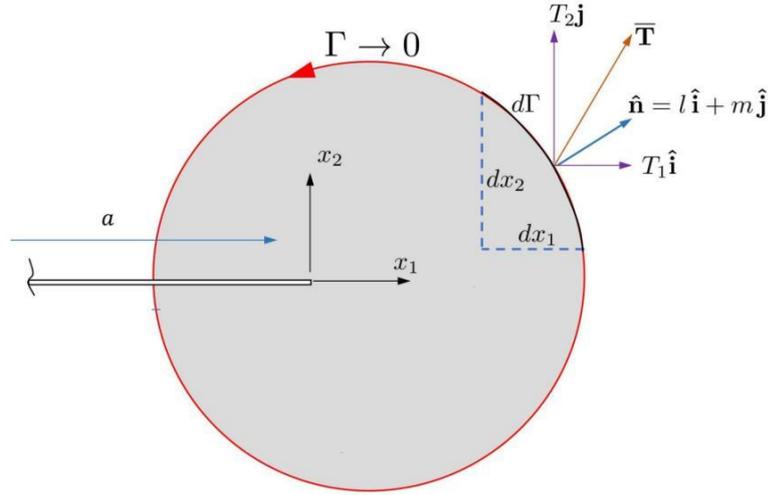


图 1-5  $J$  积分计算图示

如何通过试验的方式测得  $J$  积分值是需要解决的重点问题。Rice<sup>[26]</sup> 经过严格的理论分析得出结论： $J$  积分等于非线性弹性裂纹体单位断裂表面积上的能量释放率，在位移控制加载条件下的表达式如式(1-2)所示：

$$J = - \left( \frac{dU}{Bda} \right)_{\Delta} \quad (1-2)$$

其中： $U$  为储存在材料内部的应变能；下标  $\Delta$  表示在加载过程中位移增量保持不变。由于应变能  $U$  等于在试验过程中试样荷载—位移曲线下的面积，因此，式(1-2)可改写为式(1-3)的形式：

$$J = - \frac{1}{B} \int_0^{\Delta} \left( \frac{\partial P}{\partial a} \right)_{\Delta} d\Delta = - \frac{1}{B} \int_0^P \left( \frac{\partial \Delta}{\partial a} \right)_P dP \quad (1-3)$$

试样的位移  $\Delta$  可以分为弹性位移  $\Delta_{el}$  和塑性位移  $\Delta_{pl}$  两部分，因此， $J$  积分可表示为弹性分量  $J_{el}$  和塑性分量  $J_{pl}$  之和，且  $J_{el}$  与弹性应变能释放率  $G$  相等，可通过应力强度因子  $K$  进行计算。为了求出不同试样形式的  $J$  积分塑性分量  $J_{pl}$ ，Sumpter 和 Turner<sup>[27]</sup> 引入了塑性因子  $\eta$ ，如式(1-4)所示：

$$J = J_{el} + J_{pl} = G + J_{pl} = \frac{K^2}{E'} + \frac{\eta A_{pl}}{Bb} \quad (1-4)$$

其中： $b$  为未开裂韧带长度， $b = W - a$ ； $A_{pl}$  为荷载—位移曲线下塑性面积；

在平面应力条件下， $E' = E$ ；在平面应变条件下， $E' = E/(1-\nu^2)$ ， $E$ 和 $\nu$ 分别为材料的弹性模量和泊松比。需要注意的是，根据位移测量位置的不同，荷载—位移曲线可分为荷载—裂纹嘴张开位移（CMOD）曲线以及荷载—加载线位移（LLD）曲线，两种曲线形式均可用于计算 $J$ 积分。

由此可见，塑性因子 $\eta$ 为计算 $J$ 积分塑性分量 $J_{pl}$ 的重点。国内外学者针对不同试样类型（SENB，SENT和CT，如图1-2所示）以及不同几何尺寸（ $a/W$ 和 $B/W$ ），基于不同的位移测量位置（CMOD和LLD），利用有限元计算得到不同材料特性的塑性因子 $\eta$ 表达式，整理总结在表1-2中。

表 1-2 SENB、SENT 和 CT 试样塑性因子  $\eta$  表达式汇总

试件类型	作者/机构	表达式及其适用范围
SENB	标准 <sup>[10-13,16]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.667 - 2.199\left(\frac{a}{W}\right) + 0.437\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
		$\eta_{PS}^{LLD} = 1.9 \quad 0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Sumpter <sup>[28]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = \begin{cases} 0.32 + 12\left(\frac{a}{W}\right) - 49.5\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 99.8\left(\frac{a}{W}\right)^3 & \frac{a}{W} \leq 0.282 \\ 2 & \frac{a}{W} > 0.282 \end{cases}$
	Kirk <sup>[29]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.785 - 3.101\left(\frac{a}{W}\right) + 2.018\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.05 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 4, 5, 10, 50$
	Kim <sup>[30]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.724 - 2.244\left(\frac{a}{W}\right) + 0.408\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.05 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Donato <sup>[31]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.6496 - 2.111\left(\frac{a}{W}\right) + 0.341\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.15 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{PS}^{LLD} = \begin{cases} 0.383 + 9.946\left(\frac{a}{W}\right) - 17.260\left(\frac{a}{W}\right)^2 & 0.05 \leq \frac{a}{W} \leq 0.3 \\ 1.816 + 0.127\left(\frac{a}{W}\right) & 0.3 < \frac{a}{W} \leq 0.7 \end{cases} \quad n = 5, 10, 20$
	Zhu <sup>[32]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.667 - 2.199\left(\frac{a}{W}\right) + 0.437\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.05 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
		$\eta_{PS}^{LLD} = 1.620 - 0.850\left(\frac{a}{W}\right) - 0.651\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.25 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Petti <sup>[33]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = 3.38 - 1.61\left(\frac{a}{W}\right) \quad 0.05 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
Dey <sup>[34]</sup>	$\eta_{PS}^{LLD} = 1.9 + \frac{0.536}{n^{1.9} \times \left(\frac{a}{W}\right)^{1.8}} \quad 0.15 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 2, 3, 5, 7, 10$	

表 1-2 (续)

试件类型	作者/机构	表达式及其适用范围
SENB	Souza <sup>[35]</sup>	$\eta_{PS}^{CMOD} = 3.432 - 1.647\left(\frac{a}{W}\right) + 0.065\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{3D}^{CMOD} = 3.862 - 3.550\left(\frac{a}{W}\right) + 1.659\left(\frac{a}{W}\right)^2 \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
CT	标准 <sup>[10-13,16]</sup>	$\eta_{PS} = 2 + 0.522\left(1 - \frac{a}{W}\right) \quad 0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Mathias <sup>[36]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = -2.264 + 18.244\left(\frac{a}{W}\right) - 26.430\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 12.124\left(\frac{a}{W}\right)^3$ $0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{3D}^{LLD} = -1.669 + 19.807\left(\frac{a}{W}\right) - 30.118\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.099\left(\frac{a}{W}\right)^3$ $0.45 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
	Sen <sup>[37]</sup>	$\frac{\eta_{PS}^{LLD}}{\eta_{标准}} = -1.117e^{\left(\frac{1}{n}\right)} - 1.294e^{\left(1+\frac{a}{W}\right)} + \frac{3.798}{n^{0.04952} \times \left(\frac{a}{W}\right)^{0.172}} + \frac{7.698 \times \frac{a}{W}}{n^{-0.02912}}$ $+ \frac{1}{n^{1.5} \times \left(\frac{a}{W}\right)^{0.8449}} \quad \frac{a}{W} < 0.45$
销孔端 SENT	标准 <sup>[14,15]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = 0.88 \sum_{i=0}^5 \left[ \theta_i \left( 1 - \frac{\omega_i}{\alpha_i} \times e^{\left(-\frac{B}{W}\right)} \right) \left( \frac{a}{W} \right)^i \right] \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.5, 1 \leq \frac{B}{W} \leq 5$
	Cravero <sup>[38]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = 0.9167 - 0.0837\left(\frac{a}{W}\right) \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
	Ruggieri <sup>[39]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^5 \varphi_i^{CMOD} \left( \frac{a}{W} \right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^5 \varphi_i^{LLD} \left( \frac{a}{W} \right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
固定端 SENT	标准 <sup>[14,15]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = 0.85 \sum_{i=0}^5 \left[ \alpha_i \left( 1 - \frac{\beta_i}{\alpha_i} \times e^{\left(-\frac{B}{W}\right)} \right) \left( \frac{a}{W} \right)^i \right] \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.5, 1 \leq \frac{B}{W} \leq 5$
	Cravero <sup>[38]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = 1.0398 - 0.6870\left(\frac{a}{W}\right) \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
	Shen <sup>[40]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^{10} \gamma_i^{CMOD} \left( \frac{a}{W} \right)^i \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^{10} \gamma_i^{LLD} \left( \frac{a}{W} \right)^i \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$

表 1-2 (续)

试件类型	作者/机构	表达式及其适用范围
固定端 SENT	Ruggier <sup>[41]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^5 \delta_i^{CMOD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^5 \delta_i^{LLD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.1 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Wang <sup>[42]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^5 \left\{ \left( \sum_{j=0}^3 \omega_{i,j}^{CMOD} n^j \right) \left( 1 - \psi_i^{CMOD} \times e^{\left(-\frac{B_N}{W}\right)} \right) \left(\frac{a}{W}\right)^i \right\} \quad 0.3 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^5 \left\{ \left( \sum_{j=0}^3 \omega_{i,j}^{LLD} n^j \right) \left( 1 - \psi_i^{LLD} \times e^{\left(-\frac{B_N}{W}\right)} \right) \left(\frac{a}{W}\right)^i \right\} \quad 0.3 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7$
	Ruggieri <sup>[39]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^5 \xi_i^{CMOD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^5 \xi_i^{LLD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
	Mathias <sup>[36]</sup>	$\eta_{3D}^{CMOD} = \sum_{i=0}^5 \eta_i^{CMOD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$
		$\eta_{3D}^{LLD} = \sum_{i=0}^5 \eta_i^{LLD} \left(\frac{a}{W}\right)^i \quad 0.2 \leq \frac{a}{W} \leq 0.7 \quad n = 5, 10, 20$

注： $\eta_B^A$  上标 A 分为 CMOD 和 LLD，代表位移测量位置；下标 B 分为 PS 和 3D，代表平面应变试样和三维试样； $n$  为材料硬化系数。销孔端和固定端 SENT 试样塑性因子  $\eta$  表达式为高次多项式形式，其参数详见对应的参考文献。

式(1-4)的适用条件为静态裂纹，即裂纹不扩展的情况。Ernst<sup>[43]</sup>等人提出了裂纹扩展修正的  $J$  积分计算公式，如式(1-5)所示。该公式被收录在现行断裂韧度测量规范<sup>[10-13,16]</sup>中，成为单试样法测量  $J-R$  曲线中经典  $J$  积分计算公式。

$$J_{(i)} = \frac{\left(K_{(i)}\right)^2}{E'} + J_{pl(i)} \quad (1-5)$$

$$J_{pl(i)} = \left[ J_{pl(i-1)} + \frac{\eta_{(i-1)}}{b_{(i-1)}} \frac{A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{B_N} \right] \times \left( 1 - \gamma_{(i-1)} \frac{\left(a_{(i)} - a_{(i-1)}\right)}{b_{(i-1)}} \right)$$

其中， $A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}$  为从第  $i-1$  步到第  $i$  步之间的荷载-位移曲线下增量塑性面积。 $\eta$  和  $\gamma$  为塑性因子，两者之间关系如式(1-6)所示：

$$\gamma = \eta - 1 - \frac{1}{\eta} \left( 1 - \frac{a}{W} \right) \left( \frac{d\eta}{d(a/W)} \right) \quad (1-6)$$

### 1.2.2.2 裂纹长度的预测

#### 1. 弹性卸载柔度法

弹性卸载柔度法是由 Clarke<sup>[44]</sup>等人首次提出的,该方法每隔一定的位移增量,将试样部分卸载,如图 1-6 所示。随着裂纹扩展,试样刚度降低,卸载柔度增大,因此可以通过测量卸载柔度来预测裂纹长度。

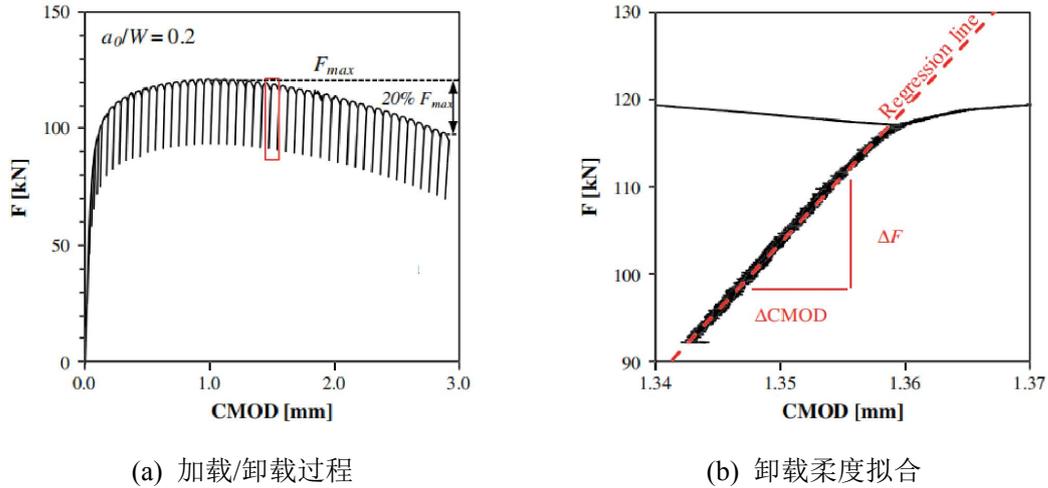


图 1-6 弹性卸载柔度法试验荷载—位移曲线<sup>[45]</sup>

卸载柔度利用最小二乘法拟合得到, SENB 试样<sup>[10-13,16]</sup>、CT 试样<sup>[10-13,16]</sup>、销孔端以及固定端 SENT 试样<sup>[38]</sup>的裂纹长度与卸载柔度之间关系式均为 5 次多项式形式,如式(1-7)所示,不同试样类型的多项式系数如表 1-3 所示。

$$a/W = \sum_{i=0}^5 \xi_i \times u \quad u = \begin{cases} \frac{1}{\sqrt{4B_e W E C / S + 1}} & \text{SENB} \\ \frac{1}{\sqrt{B_e E C + 1}} & \text{CT, SENT} \end{cases} \quad (1-7)$$

其中:  $C$  为卸载柔度,  $u$  为无量纲卸载柔度;  $S$  和  $W$  分别为 SENB 试样跨度和宽度;  $B_e$  为试样有效厚度,  $B_e = B - (B - B_N)^2 / B$ 。

表 1-3 不同试样类型  $\xi$  系数汇总

试样类型	几何尺寸	$\xi_0$	$\xi_1$	$\xi_2$	$\xi_3$	$\xi_4$	$\xi_5$
SENB	$0.45 \leq a/W \leq 0.7$	0.999748	-3.9504	2.9821	-3.21408	51.51564	-113.031
CT	$0.45 \leq a/W \leq 0.7$	1.000196	-4.06319	11.24	-106.043	464.335	-650.677
销孔端 SENT	$H/W = 4, 6, 10$	1.0056	-2.8744	5.4420	-12.510	16.012	-7.0642

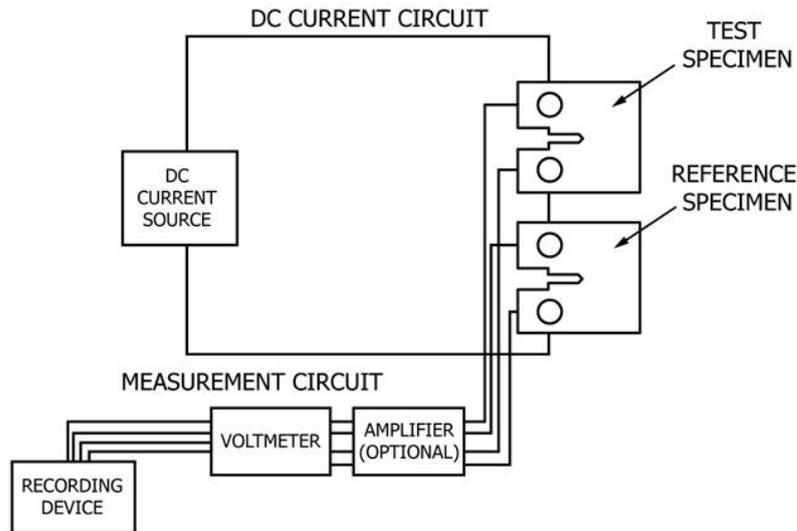
表 1-3 (续)

固定端	$H/W = 4$	2.3928	-14.074	47.881	-104.58	124.20	-59.423
	$H/W = 6$	2.1263	-13.461	51.299	-120.47	147.83	-71.812
SENT	$H/W = 10$	1.6485	-9.1005	33.025	-78.467	97.344	-47.227

弹性柔度卸载法作为基本测试方法, 在对不同材料, 不同试样的  $J-R$  曲线测定中得到了广泛的应用<sup>[38,39,45-49]</sup>。然而该方法试验操作复杂, 需要高精度测试仪器, 且不适用高速率加载和没有严格线弹性加载段的材料, 存在一定的局限性。

## 2. 直流电势降法

直流电势降法是由 Johnson<sup>[50]</sup>等人提出, Schwalbe<sup>[51]</sup>和 Bakker<sup>[52]</sup>进行验证的, 其试验程序如图 1-7 所示。

图 1-7 直流电势降法试验程序<sup>[12]</sup>

该方法可以实时监测裂纹扩展情况, 当对试样施加恒定电流时, 试样表面监测点的电势降会随着裂纹长度的增加而增加, 因此可以通过测量电势降变化来预测裂纹长度。但电势降也会受到试样塑性变形的影响, 因此很难区分出电势降变化是裂纹扩展导致还是塑性变形导致。相比于弹性卸载柔度法, 直流电势降法的应用较少<sup>[53,54]</sup>。

## 3. 规则化法

规则化法基于载荷分离法<sup>[43,55,56]</sup>和主曲线法<sup>[57-59]</sup>, 可直接通过试样的荷载—位移曲线来预测裂纹长度, 其计算流程主要分为以下三步:

(1) 将荷载最大值之前的所有(位移, 荷载)数据点, 利用式(1-8)和式(1-9)进行规则化处理:

$$F_{N(i)} = \frac{F_{(i)}}{WB \left( \frac{W - a_{b(i)}}{W} \right)^{\eta}} \quad (1-8)$$

$$q_{pN(i)} = \frac{v_{(i)} - P_{(i)}C}{W} \quad (1-9)$$

其中： $F_N$  和  $q_{pN}$  分别为规则化荷载和规则化塑性位移， $a_b$  为钝化修正的裂纹长度， $C$  为试样初始柔度。需要注意的是，最终（位移，荷载）数据点也需进行规则化处理，但需将式(1-8)中的  $a_b$  替换成终止裂纹长度  $a_f$ 。

(2) 从最终规则化数据点向前面规则化数据点作切线，选择切点以左和  $q_{pN} > 0.001$  之间的数据点，利用式(1-10)进行规则化方程拟合：

$$F_N = \frac{l + m \times q_{pN} + o \times q_{pN}^2}{p + q_{pN}} \quad (1-10)$$

其中， $l$ ， $m$ ， $o$ ， $p$  为拟合参数。

(3) 利用迭代程序，以式(1-8)和式(1-10)之间的差值小于 0.1% 为迭代终止条件，逆向推导出每一个（位移，荷载）数据点所对应的裂纹长度。

规则化法试验操作简便，可以在高温、高加载速率、腐蚀等条件下使用，得到了国内外学者越来越多的关注<sup>[60-70]</sup>。

### 1.2.3 拘束断裂理论的国内外研究历程和现状

国内外众多学者经过数十年的研究，提出许多表征裂纹尖端拘束作用的参数，并建立拘束参数与材料断裂韧性之间的关联。根据其研究历程，所提出的拘束参数可分为单参数、双参数、三参数和统一参数，下面将进行详细介绍。

#### 1.2.3.1 单参数断裂理论

1948 年，Irwin<sup>[71]</sup> 基于弹性力学方法，提出应力强度因子  $K$ ，并将其与 Griffith 理论<sup>[72]</sup> 中的弹性应变能释放率  $G$  联系起来，奠定了线弹性断裂力学的理论基础。由于应力强度因子  $K$  为弹性参数，无法表征具有大范围塑性变形材料的断裂行为。为了克服线弹性断裂力学的局限性，1968 年，Rice<sup>[26]</sup> 提出了  $J$  积分这一概念。同年，Hutchinson<sup>[73]</sup> 与 Rice, Rosengren<sup>[74]</sup> 分别提出了针对非线性幂硬化材料，由  $J$  积分主导的平面裂纹尖端应力场的渐进解，即 HRR 奇异解，奠定了弹塑性断裂力学的理论基础。

然而经过 Lee 和 Parks<sup>[75]</sup>，Kim 等人<sup>[76]</sup> 的理论分析、试验研究和数值模拟，发现对于低载荷水平下的高拘束试样，裂纹尖端应力场接近于 HRR 场，此时  $J$  积分可以作为试样断裂的判据；但对于高载荷水平下，已经发生大范围屈服的试样

或几何尺寸较小且裂纹长度较小的低拘束试样，裂纹尖端应力场偏离 HRR 场，此时  $J$  积分无法作为试样断裂的判据。因此，为了准确描述低拘束试样和发生大范围屈服试样的裂纹尖端应力场，发展了双参数断裂理论。

### 1.2.3.2 双参数断裂理论

1974 年, Rice<sup>[77]</sup>将 Williams<sup>[78]</sup>提出的描述各向同性线弹性材料裂纹尖端应力场的  $K-T$  双参数理论进行改进，用以描述线弹性材料或小范围屈服下的裂纹尖端应力场，如式(1-11)所示：

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T\delta_{ij} \quad (1-11)$$

其中： $K$  为应力强度因子； $r$  为计算点到裂纹尖端的距离； $f_{ij}(\theta)$  为裂纹尖端角位置函数； $T$  为  $T$  应力，是沿裂纹方向的拉伸应力； $\delta_{ij}$  为克罗内克函数。

Dodds 等人<sup>[79]</sup>和 Bilby 等人<sup>[80]</sup>的研究表明， $T$  应力对裂纹尖端应力场的影响显著，只有满足小范围屈服条件， $K-T$  双参数才可以准确描述裂纹尖端应力场。Betegon 和 Hancock<sup>[81]</sup>将  $T$  应力与  $J$  积分相结合，提出  $J-T$  双参数理论，用以描述弹塑性材料在大范围屈服条件下的裂纹尖端应力场。 $K-T$  双参数理论和  $J-T$  双参数理论，被成功用于拘束对材料断裂韧度特征值  $K_{IC}$  和  $J_{IC}$  影响的研究之中<sup>[82-84]</sup>。

由于  $T$  应力是弹性参数，描述弹塑性材料裂纹尖端应力场存在一定的局限性。因此，1991 年，O'Dowd 和 Shih<sup>[85]</sup>提出  $Q$  因子，如式(1-12)所示，将其与  $J$  积分相结合，形成  $J-Q$  双参数理论。

$$Q = \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta}^{SSY}}{\sigma_0} \quad (\theta = 0, \frac{r}{J/\sigma_0} = 2) \quad (1-12)$$

其中： $\sigma_{\theta\theta}$  为试样在当前裂纹尖端应力场中的裂纹尖端张开应力； $\sigma_{\theta\theta}^{SSY}$  为标准场，即小范围屈服场中的裂纹张开应力； $\sigma_0$  为屈服应力； $\theta$  为极坐标角度； $r$  为计算点离裂纹尖端的距离； $J$  为  $J$  积分。

O'Dowd 等人<sup>[85-88]</sup>进行了大量的有限元分析， $J-Q$  双参数理论在  $J/\sigma_0 < r < 5J/\sigma_0$  范围内均可准确描述裂纹尖端应力场。但随着试样逐渐屈服， $J-Q$  双参数解逐渐偏离有限元数值解。对于发生大范围屈服的高拘束试样， $J-Q$  双参数理论无法与裂纹尖端应力场一一对应。尽管如此， $J-Q$  双参数理论仍被应用在拘束对材料延性断裂韧度  $J_{IC}$  影响的研究之中<sup>[86,89-91]</sup>。

1993 年，Yang<sup>[92,93]</sup>等人与 Chao<sup>[94]</sup>等人，经过严格的理论推导，提出了  $J-A_2$  双参数理论，如式(1-13)所示，以此描述弹塑性材料在平面应变状态下的裂纹尖端应力场。

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = A_1 \left[ \left( \frac{r}{L} \right)^{S_1} \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 \left( \frac{r}{L} \right)^{S_2} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta) + A_2^2 \left( \frac{r}{L} \right)^{S_3} \tilde{\sigma}_{ij}^{(3)}(\theta) \right] \quad (1-13)$$

其中： $\sigma_{ij}^{(k)}(\theta)$  ( $k=1,2,3$ ) 为应力函数； $\sigma_0$  为屈服应力； $r$  为计算点离裂纹尖端的距离； $L$  为量纲长度，一般取为 1m； $S_k$  ( $S_1 < S_2 < S_3 = 2S_2 - S_1$ ) 为应力指数， $A_1 = \left( \frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 I_n L} \right)^{(-S_1)}$ ， $S_1 = -\left( \frac{1}{n+1} \right)$ 。其中  $J$  为  $J$  积分； $\alpha$  为应变硬化系数； $n$  为应变硬化指数； $I_n$  为与  $n$  有关的常数； $\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$ ， $E$  为弹性模量。

Chao 和 Zhu<sup>[92,95]</sup>的研究结果证明：在小范围屈服，大范围屈服甚至是全面屈服条件下， $A_2$  为常数且与载荷无关，可准确描述任一状态下的裂纹尖端应力场。因此  $J-A_2$  双参数理论既可以表征拘束对材料延性断裂韧度  $J_{IC}$  的影响<sup>[93]</sup>，还可以表征拘束对材料  $J-R$  曲线的影响<sup>[61,95,96]</sup>。

上述拘束参数  $T$ 、 $Q$  和  $A_2$ ，均描述的是面内拘束对裂纹尖端应力场的影响。而实际构件或结构中的裂纹，不仅有面内拘束作用，还有面外拘束作用。因此，1993 年，Guo<sup>[97-100]</sup>引入了面外拘束因子  $T_z$ ，如式(1-14)所示，并提出了  $J-T_z$  双参数理论以对裂纹尖端应力场进行描述。

$$T_z = \frac{\sigma_{zz}}{\nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})} \quad (1-14)$$

其中： $\sigma_{xx}$ 、 $\sigma_{yy}$  和  $\sigma_{zz}$  为  $x$ 、 $y$  和  $z$  三个方向上的正应力； $\nu$  为泊松比。

面外拘束因子  $T_z$  的提出，使得国内外学者对面内拘束和面外拘束同时存在的三维试样裂纹尖端应力场的研究越来越多<sup>[81,89,101-111]</sup>。然而研究表明，目前的双参数断裂理论，无法准确描述具有面内/面外复合拘束试样裂纹尖端应力场。因此，为了准确描述面内拘束和面外拘束同时作用时对裂纹尖端应力场的影响，发展了三参数断裂理论。

### 1.2.3.3 三参数断裂理论

2000 年，Guo<sup>[112,113]</sup>将  $T_z$  引入  $K-T$  双参数理论中，得到了可以有效描述线弹性材料在面内/面外复合拘束作用下裂纹尖端应力场的  $K-T-T_z$  三参数理论，如式(1-15)所示：

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T \delta_{ij} \delta_{1j} & i, j = 1, 2 \\ \sigma_{33} = T_z (\delta_{11} + \delta_{22}) \end{cases} \quad (1-15)$$

张斌<sup>[114]</sup>的研究表明， $T_z$  可以用式(1-16)进行描述：

$$T_z = \nu \left[ 1 - A \left( \frac{z}{t} \right) \left( \frac{r}{t} \right) \right] \exp \left[ -B_1 \left( \frac{z}{t} \right) \left( \frac{r}{t} \right)^{B_2 \left( \frac{z}{t} \right)} \right] \quad (1-16)$$

其中： $\nu$ 为材料的泊松比； $t$ 为板厚； $A$ 、 $B_1$ 和 $B_2$ 为与 $z/t$ 有关的函数。

2007年，Guo<sup>[98-100]</sup>将 $T_z$ 引入 $J-Q$ 双参数理论中，得到了可以有效描述弹塑性材料在面内/面外复合拘束作用下裂纹尖端应力场的 $J-Q-T_z$ 三参数理论，如式(1-17)所示：

$$\begin{cases} \sigma_{ij} = \left[ \frac{J}{\alpha \sigma_0 \varepsilon_0 I(n, T_z) r} \right]^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, T_z) + Q_{Tij} \delta_{ij} \\ Q_{Tij} = \frac{\sigma_{ij} - \sigma_{ij}|_{J-T_z}}{\sigma_0} \quad (\theta = 0^\circ \text{ 且 } r = 2J/\sigma_0) \end{cases} \quad (1-17)$$

Zhao和Guo<sup>[115-119]</sup>对典型的三维裂纹，包括表面裂纹、穿透裂纹、角裂纹和內埋裂纹等，经过大量的理论分析与数值模拟，给出了可以准确地描述整个塑性区内的在面内/面外复合拘束作用下裂纹尖端应力场的 $K-T-T_z$ 和 $J-Q-T_z$ 三参数方法。

上述的三参数理论，虽可以描述三维裂纹应力场，但参数太多，计算复杂。因此，为了将面内/面外复合拘束作用对裂纹尖端应力应变场的影响进行统一表征，发展了统一参数理论。

#### 1.2.3.4 统一参数断裂理论

早在1991年，Clausmeyer等人<sup>[120]</sup>就提出用应力三轴度 $h$ ，来表征面内/面外复合拘束作用。同年，Anderson和Dodds<sup>[79,121,122]</sup>提出一个新的拘束因子 $C$ ，如式(1-18)所示，来表征复合拘束作用对裂纹尖端应力场的影响。

$$C = \sigma_1 / \sigma_y \quad (1-18)$$

其中， $\sigma_1$ 为裂纹尖端前最大正应力， $\sigma_y$ 为屈服应力， $C$ 为任意常数。当 $C$ 一定时，裂纹尖端前 $C = \sigma_1 / \sigma_y$ 所围面积越大的裂纹，其拘束越大。

2009年，Mostafavi<sup>[123]</sup>等人对拘束因子 $C$ 进行改进，得到新的拘束因子 $\varphi$ ，如式(1-19)所示：

$$\varphi = A_c / A_{ssy} \quad (1-19)$$

其中， $A_c$ 为试样断裂时裂纹尖端塑性区面积， $A_{ssy}$ 为平面应变状态下高拘束试样断裂时裂纹尖端塑性区面积。

Mostafavi<sup>[123-125]</sup>等人经过试验和有限元模拟分析指出：应力三轴度 $h$ 对面内拘束和面外拘束的敏感度不同，不能准确描述面内/面外复合拘束对裂纹尖端应力场的影响；而拘束因子 $\varphi$ 对面内拘束和面外拘束同样敏感，可以表征任一拘束

下的裂纹尖端应力场，且可以与不同拘束试样的延性断裂韧度  $J_{IC}$  建立联系，绘制出  $\sqrt{\phi} - J_{IC}$  关联线。因此，拘束因子  $\phi$  可以准确描述面内/面外复合拘束对裂纹尖端应力场的影响。

2014年，杨杰<sup>[126]</sup>认为当试样发生大范围屈服或全面屈服时，裂纹尖端塑性区会扩展到试样表面，从而和加载处塑性区相连，无法准确求出  $A_c$ 。为解决此问题，杨杰<sup>[126]</sup>基于裂纹尖端前等效塑性应变  $\varepsilon_p$  等值线所围区域面积，定义了一个新的表征面内/面外复合拘束参数  $A_p$ ，来描述裂纹尖端应变场，如式(1-20)所示：

$$A_p = A_{PEEQ} / A_{ref} \quad (1-20)$$

其中， $A_{PEEQ}$  为结构或试样断裂时  $\varepsilon_p$  等值线下所围绕的等效塑性区面积， $A_{ref}$  为所规定的平面应变状态下高拘束标准试样断裂时  $\varepsilon_p$  等值线下所围绕的等效塑性区面积。

杨杰<sup>[126]</sup>、刘尚彬<sup>[127]</sup>、严博锐<sup>[128]</sup>、查媛媛<sup>[129]</sup>等人的研究表明，材料的无量纲化断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $\sqrt{A_p}$  之间呈直线关系，且该直线与所选择的等值线  $\varepsilon_p$  无关，只与材料有关。对于不同加载方式、不同几何尺寸和裂纹长度的试样，拘束参数  $\sqrt{A_p}$  与无量纲化断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  之间依然有良好的线性关系，进一步表明拘束参数  $A_p$  可以对面内/面外复合拘束进行表征。统一拘束因子  $A_p$  已成功应用于对不同面内/面外拘束的含裂纹管道的断裂韧度特征值和断裂载荷的预测之中，并取得比较准确的结果<sup>[126-129]</sup>。

## 1.2.4 GTN 细观损伤模型的国内外研究进展和现状

Gurson-Tvergard-Nedleman 模型，即 GTN 模型，是含微孔材料连续介质单元体的胞模型，该模型从细观层面上分析了微孔洞形核，相邻孔洞聚合形成微小裂纹，微裂纹贯通形成宏观裂纹而导致试样无法承受载荷而断裂破坏的演化过程。GTN 模型可以直接描述试样裂纹尖端区域的损伤和断裂，纳入了拘束对裂纹尖端应力应变场和材料损伤断裂行为的影响，因而是解决拘束问题的细观损伤断裂的方法<sup>[126]</sup>。

GTN 模型是 Tvergard 和 Nedleman<sup>[130,131]</sup>将微孔洞形核和聚集行为引入 Gurson 损伤模型<sup>[132]</sup>中发展而来的，GTN 模型有 9 个参数，可以分为 4 类，分别为：模型本构参数  $q_1$ 、 $q_2$ 、 $q_3$ ；孔洞形核参数  $\varepsilon_N$ 、 $S_N$ 、 $f_N$ ；初始孔洞体积分数  $f_0$  和孔洞演化临界参数  $f_c$ 、 $f_F$ 。

### 1.2.4.1 模型本构参数

GTN 模型屈服函数如式(1-21)所示：

$$\phi(\sigma_m, \sigma_{eq}, f^*) = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_f^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3q_2 \sigma_m}{2\sigma_f}\right) - 1 - q_3 f^{*2} = 0 \quad (1-21)$$

其中： $q_1$ 、 $q_2$ 、 $q_3 = q_1^2$ 为模型本构参数，表征孔洞之间的相互作用以及孔洞周围不均匀应力应变场的影响； $\sigma_m$ 为平均应力， $\sigma_{eq}$ 为等效应力， $\sigma_f$ 为流动应力； $f^*$ 为孔洞体积分数，为GTN模型的损伤变量。

#### 1.2.4.2 孔洞形核参数

孔洞形核机制模型可以分为三种：应力控制、应变控制和统计规律控制<sup>[133]</sup>。对于大多数韧性材料，其内部微孔洞形核机制与应变控制形核机制模型相符<sup>[134-136]</sup>，且ABAQUS有限元软件内嵌的GTN模型也只考虑了应变控制形核机制模型。

应变控制形核机制模型理论认为材料中的碳化物或二相粒子等大多以与机体脱离的方式形成微孔洞，机体材料内部微孔洞的数量受到塑性应变的影响，且与应变成正比<sup>[137]</sup>。其形核过程表达式如式(1-22)所示：

$$A = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_p - \varepsilon_N}{S_N}\right)^2\right] \quad (1-22)$$

其中： $A$ 为孔洞数量； $f_N$ 为孔洞形核粒子体积分数； $\varepsilon_N$ 为孔洞形核粒子平均应变； $S_N$ 为孔洞形核粒子标准差； $\varepsilon_p$ 为基体材料等效塑性应变率。

#### 1.2.4.3 初始孔洞体积分数

初始孔洞体积分数 $f_0$ 反应了材料的相对密度， $f_0$ 越小，材料越致密。GTN模型只适用于 $f_0 \leq 0.1$ 的材料。

#### 1.2.4.4 孔洞演化临界参数

GTN模型中的基本损伤变量是孔洞体积分数 $f^*$ ，是由Gurson模型中孔洞体积分数 $f$ 演化而来的，引入了孔洞聚合引起的材料承载应力降低的影响，两者之间的关系如式(1-23)所示：

$$f^* = \begin{cases} f & f \leq f_c \\ f_c + \frac{f_F - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c) & f_c < f < f_F \\ f_F & f \geq f_F \end{cases} \quad (1-23)$$

其中： $f_c$ 为临界孔洞体积分数； $f_F$ 为失效孔洞体积分数； $f_F^* = (q_1 + \sqrt{q_1^2 - q_3})/q_3$ 。当 $f^* < f_c$ 时，材料内部微孔洞开始形核并缓慢增长；当 $f_c \leq f^* \leq f_F$ 时，相邻微孔洞之间开始聚合，逐渐形成微小裂纹，但此时仍能承

受外载；当  $f^* > f_f$  时，微小裂纹相互贯通形成宏观裂纹，材料不能继续承载而导致其失效。

GTN 模型的 9 个参数，需要通过试验测定和数值模拟相结合的方法进行标定，标定好的 GTN 模型可以用来预测不同试样形式不同拘束程度的断裂韧度 [70,126,138-143]。

Samal<sup>[138]</sup>等人通过有限元分析，标定了四种材料的 GTN 模型参数，并利用标定好的模型，采用 SENB 试样，预测了其  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。杨杰<sup>[126]</sup>利用 GTN 模型，对不同裂纹深度和试样厚度的 SENB, CT、SENT 和 CCT 四种试样类型进行  $J-R$  曲线的模拟。Han<sup>[139]</sup>等人利用 GTN 模型，量化了 SENB 试样面内面外拘束作用对裂纹尖端张开位移 CTOD 的影响，并基于此提出一种 API X65 钢断裂失效准则。李相清<sup>[140]</sup>采用 SEM 电镜扫描技术和  $X-\mu$ CT 透视技术标定 GTN 模型参数。基于该模型计算了 SA508-III 钢不同试样类型、不同温度下的  $J-R$  曲线。陈茂名<sup>[141]</sup>将缺口圆棒试验和数值模拟相结合，标定了 Q345B 的 GTN 模型参数，将其应用于 T 型相贯节点和梁柱焊接节点的损伤预测中。Zhao<sup>[142]</sup>等人运用 GTN 模型，测定了不同厚度、不同裂纹长度的 CT 试样  $J-R$  曲线，试验结果与模拟结果吻合度较高，证明了 GTN 模型预测的准确性。Qiang<sup>[143]</sup>利用单边缺口拉伸试验和 SENB 试样断裂韧度试验，校准了 GTN 模型，计算得到了 X80 管线钢不同焊接位置的  $J-R$  曲线。Liu<sup>[70]</sup>等人采用不同厚度、不同裂纹长度的 SENT 试样，通过 GTN 模型预测了 API X80 钢材不同面内面外拘束下的  $J-R$  曲线。

### 1.2.5 声发射技术在断裂韧性领域应用的国内外研究进展和现状

声发射技术可以对断裂过程进行实时监测，通过研究声发射特征参数，可以定性分析材料的损伤演化过程，定量计算材料的断裂韧度特征值。目前针对声发射技术在断裂韧性领域中的研究，主要集中在确定裂纹萌生点和计算初始或临界断裂韧度值这两方面。具体研究内容及所得结论总结如下：

Roy<sup>[144]</sup>等人将声发射技术引入 AISI 304LN 焊缝在单调荷载和循环荷载作用下的断裂韧度试验之中，认为用声发射幅值最大值所对应的荷载计算出的断裂韧度为声发射技术确定的初始断裂韧度  $J_i$ 。结果证明，在单调荷载或循环荷载作用下，通过声发射技术计算的  $J_i$  比通过标准公式计算的  $J_i$  分别小 54% 和 17%。

Oskouei<sup>[145]</sup>等人将材料的力学性能和声发射参数相结合，提出一个新的参数  $\ln(E_s/E_a)$ ，即试样断裂能  $E_s$  与声发射绝对能量  $E_a$  比值的自然对数，来预测玻璃纤维增强的聚酯树脂这种复合材料的层间断裂韧度  $G_{IC}$ ，其值与用标准公式计算的  $G_{IC}$  值相近。

Mukhopadhyay<sup>[146]</sup>等人提出用声发射计数的二阶导数来预测 SA333 Gr.6 钢材的初始断裂韧度  $J_i$ ，此值与用标准规定的延伸区高度 (SZH) 测量法计算得到的  $J_i$  值非常一致。

Hui<sup>[147]</sup>等人利用声发射技术实时监测碳纤维增强的碳化硅复合材料的损伤累积过程，通过分析声发射特征参数计算出该材料的临界应力强度因子  $K_{IC}$ ，认为利用声发射技术计算的  $K_{IC}$  值比利用传统方法计算出的  $K_{IC}$  值更能反映材料的韧性特征。

Lomas<sup>[148]</sup>等人将声发射技术应用到煤炭划痕试验中，对声发射参数和摩擦系数进行协同性分析，将其分为三种类型信号，并以此预测煤炭的断裂韧度。

Saidane<sup>[149]</sup>等人对亚麻、玻璃以及混合亚麻—玻璃纤维编织复合材料进行双悬臂梁试验，通过分析声发射参数，计算了该材料的层间断裂韧度  $G_{IC}$ ，并结合电镜扫描 (SEM) 试验，分析其断裂机理。

Zhang<sup>[150]</sup>等人提出了一种将数字图像相关法 (DIC) 和声发射技术相结合的测量聚乙烯管材料延性断裂韧度  $J_{IC}$  的方法。声发射技术用于监测裂纹损伤以获得试样启裂时间；DIC 用于捕获试样表面变形以测量裂纹长度，并根据严格的定义计算  $J$  积分。通过该方法计算的  $J_{IC}$  值与通过数值模拟计算出的  $J_{IC}$  值误差很小。

### 1.3 目前研究存在问题

通过对 G20Mn5QT 的国内外研究历程和现状分析可知，目前对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性的研究尚未进行。因此亟需对其展开探究，为该材料的安全性设计和完整性评定提供参数。

通过对断裂韧性的国内外研究历程和现状分析可知，对 SENB 和 SENT 试样塑性因子  $\eta$  表达式的研究十分充分，但对于 CT 试样的研究甚少。当利用规则化法测定材料的  $J-R$  曲线时，如何选取钝化线方程、如何确定切点的坐标以及如何编写迭代程序来预测裂纹长度，都没有具体的解决措施。因此需要对 CT 试样塑性因子  $\eta$  表达式进行推导，对规则化法计算步骤进行详细介绍，使材料的断裂韧性得到更加准确的评估。

通过对拘束断裂理论的国内外研究历程和现状分析可知，目前提出的可以表征面内/面外复合拘束的参数或理论，三参数断裂理论参数多，公式复杂，且只能描述裂纹尖端应力场；统一拘束因子  $A_p$  计算繁琐，且只能描述裂纹尖端应变场。因此，需要提出一个可以同时表征面内/面外复合拘束，描述裂纹尖端应力应变场，且便于计算的拘束因子。

通过对 GTN 细观损伤模型的国内外研究历程和现状分析可知，GTN 模型参

数多, 不同参数对试样荷载一位移曲线和  $J-R$  曲线的影响尚不清楚。因此, 需要对其进行参数化分析, 以便标定出准确的模型参数, 实现对材料  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$  的准确预测。

通过对声发射技术在断裂韧性领域应用的研究历程和现状分析可知, 目前针对不同材料不同试样形式裂纹萌生点的确定和初始或临界断裂韧度值的计算有一定的研究, 但对于材料断裂过程的阶段性分析和损伤累计演化过程的分析尚不充分。因此, 需要对不同声发射参数的特征进行研究, 选取合适的声发射参数进行断裂过程的阶段性分析, 并明确其裂纹演化过程。

## 1.4 研究内容及思路

### 1.4.1 研究内容

本文以 G20Mn5QT 铸钢材料为研究对象, 通过理论分析、宏观试验, 数值模拟和声发射参数分析相结合的方式, 探究不同面内/面外拘束对材料断裂韧性的影响, 提出可以表征面内/面外复合拘束的统一拘束参数, 建立其与材料断裂韧度的关联线, 为 G20Mn5QT 铸钢材料的安全性设计和完整性评定提供参数和理论指导。本文主要研究内容如下所示:

#### (1) 不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度测定

对不同面内拘束的 CT 试样进行断裂韧度试验, 通过有限元分析得到新的塑性因子  $\eta$  表达式, 利用规则化法计算其  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ ; 利用电镜扫描技术对不同面内拘束的 CT 试样断裂机理进行分析; 明确面内拘束对材料断裂韧性的影响。

#### (2) 基于声发射和图像处理的 G20Mn5QT 断裂韧度试验阶段分析

利用图像处理技术对 CT 试样表面裂纹不同时刻下裂纹扩展长度进行测量, 确定预制疲劳裂纹开裂时刻和裂纹萌生时刻; 结合声发射参数在裂纹扩展阶段表现出的明显特征差异性, 对断裂韧度试验过程进行阶段性分析, 建立断裂判据, 并与弹塑性断裂力学中经典的  $J$  积分断裂判据  $J \geq J_{IC}$  进行比较, 分析其可行性与适用性。

#### (3) 不同面内/面外拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度预测

利用 ABAQUS 有限元软件中内嵌的 GTN 模型, 通过对初始孔洞体积分数  $f_0$ 、孔洞形核粒子体积分数  $f_N$ 、临界孔洞体积分数  $f_c$  以及失效孔洞体积分数  $f_f$  的参数化分析, 标定 GTN 模型参数, 利用标定好的 GTN 模型预测不同面内拘束、不同面外拘束以及面内/面外复合拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ ,

分析不同拘束作用对材料断裂韧性的影响。

(4) 基于等效应力应变的面内/面外拘束统一表征参数

通过计算不同面内/面外拘束的 CT 试样与标准高拘束 CT 试样裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力和等效应变, 求出其等效应力—等效应变曲线下面积  $A_M$  和  $A_{ref}$ , 提出可表征面内/面外复合拘束的统一拘束参数  $A_{ESS} = A_M/A_{ref}$ , 来描述裂纹尖端应力应变场; 建立不同面内/面外拘束的 CT 试样无量纲延性断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  的关联线  $J_{IC}/J_{ref} - A_{ESS}$ , 用于评价 G20Mn5QT 铸钢材料实际工程构件或结构中裂纹缺陷的安全性。

1.4.2 研究思路

本研究首先对 G20Mn5QT 不同面内拘束的 CT 试样进行断裂韧度试验, 利用规则化法求出其  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ , 明确面内拘束对该材料断裂韧性的影响。然后将图像处理技术与声发射技术相结合, 对断裂韧度试验过程进行阶段性分析, 计算出各阶段分界点的断裂韧度, 并基于此建立新的断裂判据。之后采用 ABAQUS 有限元软件中内嵌的 GTN 模型, 预测不同面内拘束、不同面外拘束以及面内/面外拘束同时变化时 G20Mn5QT 的断裂韧度, 明确不同拘束作用对该材料断裂韧性的影响。最后提出一个可以表征面内/面外复合拘束的统一参数, 建立其与材料断裂韧度之间的关联线, 为 G20Mn5QT 的完整性评定提供参数与理论指导。

本文的研究思路如图 1-8 所示。

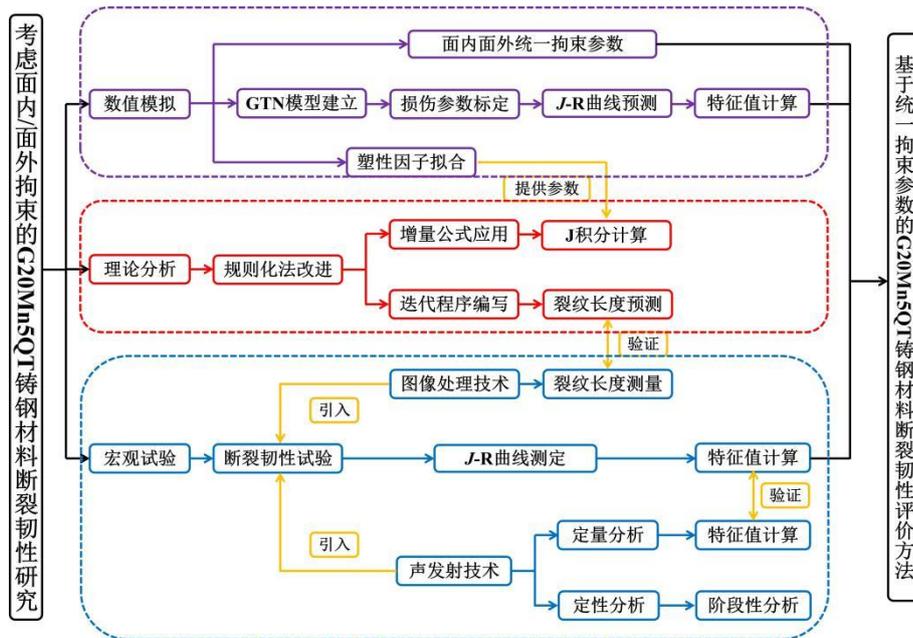


图 1-8 本文研究思路图



## 第 2 章 不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度试验

### 2.1 前言

材料的  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$  受拘束影响。标准规定的高拘束试件的断裂韧度,对于评定低拘束构件或结构的完整性时会产生保守的结果,造成材料浪费,导致经济损失;对于评定极高拘束构件或结构的完整性时会产生非保守的结果,引起严重的安全隐患,因此需要进行拘束对材料断裂韧性影响的研究。拘束可以分为材料拘束和几何拘束,几何拘束又可以进一步分为面内拘束和面外拘束。本章对面内拘束对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧度试验进行详细说明。

采用紧凑拉伸 (CT) 试样,以不同初始裂纹长度  $a_0$  来表征面内拘束,对 G20Mn5QT 铸钢材料进行断裂韧度试验。在试验过程中引入工业相机对裂纹演变过程进行实时拍照;引入声发射设备对断裂韧度试验过程进行实时监测。前者通过图像处理技术测量不同时刻的裂纹长度以确定预制疲劳裂纹开裂时刻和裂纹萌生时刻;后者通过分析声发射参数来研究裂纹扩展过程的阶段性特征。将图像处理技术与声发射技术相结合可对断裂韧度试验过程进行阶段性分析。

### 2.2 试验设计

#### 2.2.1 试验材料

本试验选用材料为 G20Mn5QT 铸钢材料和 40Cr 合金钢。前者用于加工圆棒拉伸试样和 CT 试样;后者用于加工 CT 试样夹具。为了保证试样材料性能的一致性,本试验浇铸了一块尺寸为 650mm×350mm×30mm 的铸钢板。文中用到的圆棒拉伸试样和 CT 试样,均是从这块铸钢板切割下来并加工的,如此可以保证试样材料的化学组分和力学性能相同。

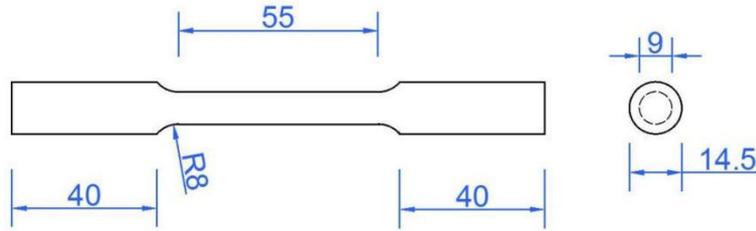
#### 2.2.2 试样设计

##### 2.2.2.1 圆棒拉伸试样

根据标准 ASTM E8/E8M<sup>[15]</sup>,设计标准圆棒拉伸试样,如图 2-1(a)所示,试样尺寸如图 2-1(b)所示。圆棒拉伸试样共有三个平行试样。



(a) 实物图



(b) 尺寸图 (单位: mm)

图 2-1 标准圆棒拉伸试样

### 2.2.2.2 CT 试样

根据标准 ASTM E1820<sup>[12]</sup>, 本试验选取 CT 试样, 设计 6 种不同的初始裂纹长度  $a_0$  以表征面内拘束的变化。不同面内拘束的 CT 试样几何尺寸如表 2-1 所示, 编号为 A05B15 的 CT 试样实物图如图 2-2(a)所示, 试样尺寸如图 2-2(b)所示。每一种不同面内拘束的 CT 试样均有 3 个平行试样。

表 2-1 不同面内拘束的 CT 试样几何尺寸

试样 编号	试样 厚度 $B$ (mm)	试样 宽度 $W$ (mm)	台阶 高度 $h$ (mm)	机械加工 缺口长度 $l_n$ (mm)	预制疲劳 裂纹长度 $a_p$ (mm)	初始裂纹 长度 $a_0$ (mm)	面内 拘束 $a_0/W$
A02B15				5.5		12	0.2
A03B15				11.5		18	0.3
A04B15	15	60	4.5	17.5	2	24	0.4
A05B15				23.5		30	0.5
A06B15				29.5		36	0.6
A07B15				35.5		42	0.7

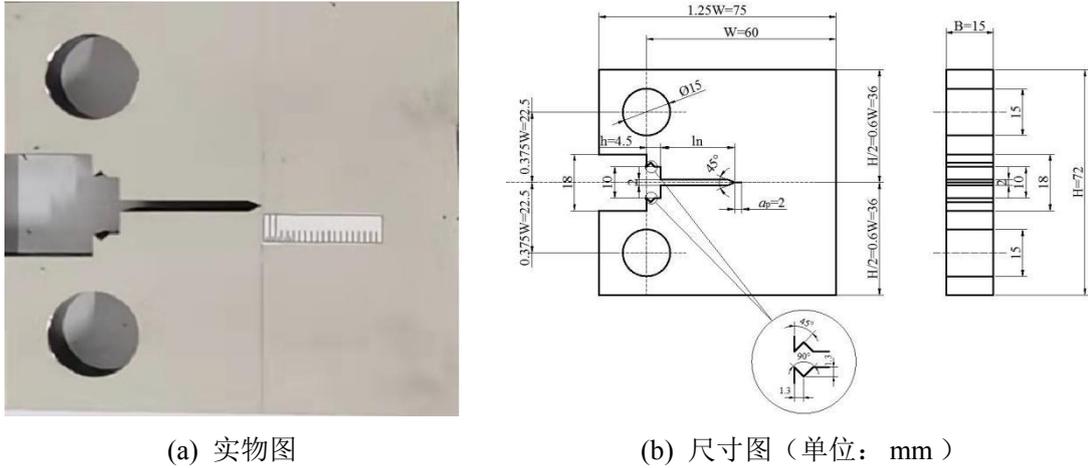


图 2-2 CT 试样 (编号: A05B15)

### 2.2.2.3 夹具

根据标准 ASTM E1820<sup>[12]</sup>, 本试验选取平底加载销孔 U 型钩夹具, 如图 2-3(a) 所示, 试样尺寸如图 2-3(b) 所示。

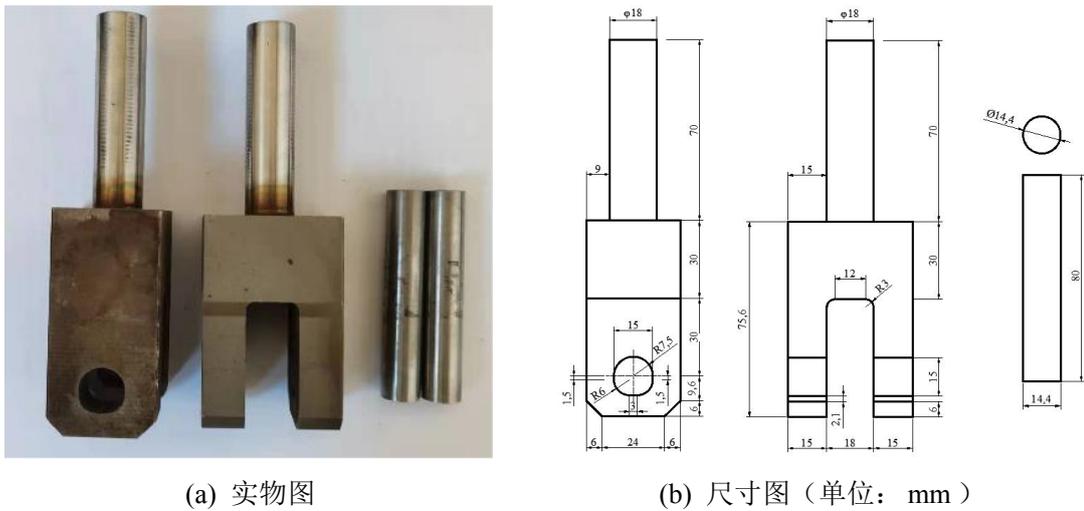


图 2-3 平底加载销孔 U 型钩夹具

### 2.2.3 声发射装置

在进行断裂韧性试验时, 引入美国 PAC 公司生产的多通道全数字式声发射检测系统, 包括传感器、前置放大器、数据采集系统和分析软件。

传感器与试样表面接触, 利用内部晶体的压电效应, 将探测到的试样表面机械振动转换为电信号。本试验采用 R15 $\alpha$  谐振式窄带传感器, 如图 2-4(a) 所示。

经传感器转换的电信号十分微弱, 且经常被噪声信号掩盖。利用前置放大器可以将传感器输出的微弱电信号放大, 从噪声信号中分离出来。本试验采用

2/4/6型前置放大器，如图2-4(b)所示。

数据采集系统将前置放大器传输过来的电信号通过模拟数字转换器（A/D转换器）转换成数字信号，并对其进行分析、记录、储存和输出。本试验采用PCI-2型数据采集系统，如图2-4(c)所示。

分析软件可以对数据采集系统采集到的声发射波形或参数进行分析，包括波形的频域分析，参数的时域分析，声发射源的定位等。本试验采用AEwin™分析软件，如图2-4(d)所示。

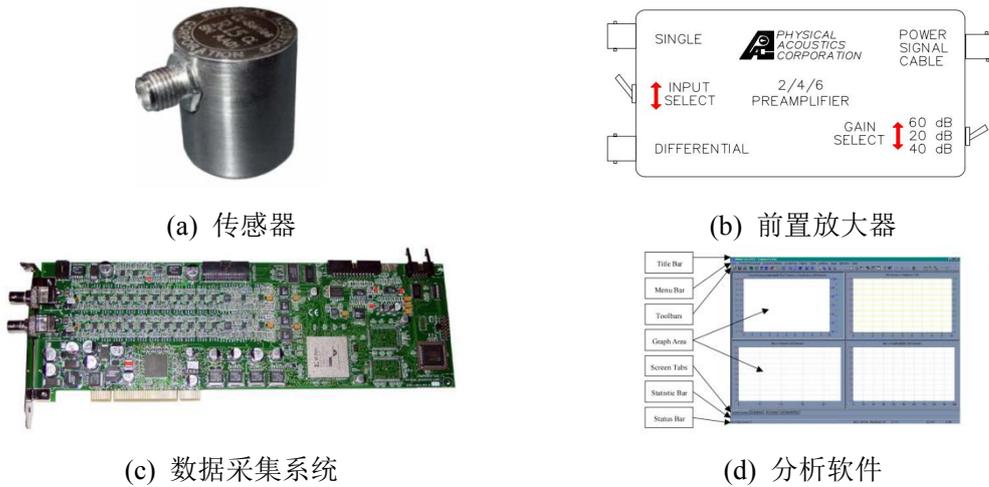


图 2-4 声发射检测系统

## 2.2.4 试验参数确定

### 2.2.4.1 G20Mn5QT 力学性能参数

通过对标准圆棒拉伸试样进行单轴拉伸试验，可得到 G20Mn5QT 铸钢材料的基本力学性能参数，包括断后伸长率  $\delta$ 、截面收缩率  $\psi$ 、屈服强度  $\sigma_y$ 、极限强度  $\sigma_u$ 、弹性模量  $E$  和泊松比  $\mu$ ，如表 2-2 所示。

表 2-2 G20Mn5QT 铸钢材料基本力学性能参数

	断后伸长率	断面收缩率	屈服强度	极限强度	弹性模量
	$\delta$ (%)	$\psi$ (%)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$E$ (MPa)
测试值 1	26.8	55.0	330.5	585.8	207100
测试值 2	27.2	55.2	327.9	582.4	208400
测试值 3	26.3	54.7	332.7	583.6	206200
平均值	26.8	55.0	330.4	583.9	207233
标准值 <sup>[1]</sup>	$\geq 22$	—	$\geq 300$	500 – 600	—

由表 2-2 可知, 测试值 1 与平均值最为接近, 因此以该试样测定结果为基准。由于在数值模拟分析中, 需要在 ABAQUS 有限元软件中输入真实应力和真实塑性应变来表征材料本构关系, 因此需要根据名义应力—应变曲线推导出真实应力—塑性应变曲线。平行试样 1 的名义应力—应变曲线如图 2-5(a)所示, 推导过程如下:

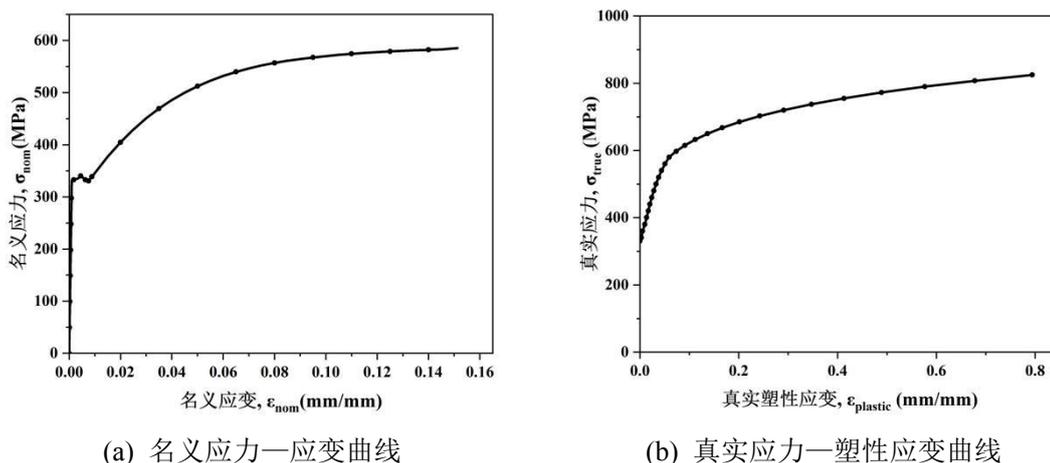


图 2-5 G20Mn5QT 铸钢材料应力—应变曲线

在达到极限强度  $\sigma_u$  之前, 可认为试样没有发生颈缩现象, 采用式(2-1)和式(2-2)计算真实应力应变:

$$\varepsilon_{\text{true}} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{nom}}) \quad (2-1)$$

$$\sigma_{\text{true}} = \sigma_{\text{nom}} (1 + \varepsilon_{\text{nom}}) \quad (2-2)$$

其中:  $\varepsilon_{\text{nom}}$ 、 $\varepsilon_{\text{true}}$  分别表示名义应变和真实应变;  $\sigma_{\text{nom}}$ 、 $\sigma_{\text{true}}$  分别表示名义应力和真实应力。

断裂时刻的真实应力应变可以通过式(2-3)和式(2-4)计算:

$$\varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}} = \ln \left[ \left( d_0 / d_{\text{fracture}} \right)^2 \right] \quad (2-3)$$

$$\sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}} = \frac{F_{\text{fracture}}}{\pi d_{\text{fracture}}^2 / 4} \quad (2-4)$$

其中:  $\varepsilon_{\text{true}}^{\text{fracture}}$  和  $\sigma_{\text{true}}^{\text{fracture}}$  分别代表断裂时刻的真实应变和真实应力;  $F_{\text{fracture}}$  为断裂时刻荷载值;  $d_0$  和  $d_{\text{fracture}}$  分别为试验前后标距段截面直径。

从试样超过极限强度到断裂时刻这一过程中, 试样发生明显的颈缩现象, 采用 Ramberg-Osgood 模型来计算真实应力应变, 如式(2-5)所示:

$$\frac{\varepsilon_{\text{true}}}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma_{\text{true}}}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma_{\text{true}}}{\sigma_0} \right)^n \quad (2-5)$$

其中:  $\sigma_0$  为参考应力, 通常为屈服强度  $\sigma_y$ ;  $\varepsilon_0 = \sigma_0 / E$ ,  $E$  为弹性模量;  $\alpha$

和  $n$  为 Ramberg-Osgood 模型的参数。

计算方法是, 将试样在极限强度时刻和最终断裂时刻计算出的真实应力应变带入式(2-5)中, 求出  $\alpha$  和  $n$ 。之后根据插值法, 得到试样在极限强度到断裂时刻期间的真实应力应变。经计算, G20Mn5QT 铸钢材料的  $\alpha = 0.582$ ,  $n = 7.382$ 。

真实应变可看作真实塑性应变  $\varepsilon_{\text{plastic}}$  和真实弹性应变  $\varepsilon_{\text{elastic}}$  之和, 因此, 塑性真实应变可根据式(2-6)进行计算:

$$\varepsilon_{\text{plastic}} = \varepsilon_{\text{true}} - \varepsilon_{\text{elastic}} = \varepsilon_{\text{true}} - \frac{\sigma_{\text{true}}}{E} \quad (2-6)$$

根据以上计算流程, 可以得到平行试样 1 的真实应力—塑性应变曲线, 如图 2-5(b)所示, 以此作为 G20Mn5QT 在 ABAQUS 有限元分析中的本构模型。

#### 2.2.4.2 最大疲劳裂纹预制力

ASTM E1820<sup>[12]</sup>和 GB/T 21143<sup>[16]</sup>都给出了最大疲劳裂纹预制力  $F_f$  的计算公式, 分别为式(2-7)<sup>[12]</sup>、式(2-8)和式(2-9)<sup>[16]</sup>。本研究选取三个公式计算值的最小值, 作为最大疲劳裂纹预制力  $F_f$ , 不同面内拘束的 CT 试样  $F_f$  汇总在表 2-3 中。需要注意的是, 式(2-7)至式(2-9)的适用范围为  $0.45 \leq a/W \leq 0.7$ , 因此不符合该尺寸要求的 CT 试样,  $F_f$  的计算应乘以 0.8 的折减系数。

$$F_f = \frac{0.4Bb_0^2}{(2W + a_0)} \times \sigma_y \quad (2-7)$$

$$F_f = \xi \times E \times \frac{(W \times B \times B_N)^{0.5}}{g_2\left(\frac{a_0}{W}\right)} \quad (2-8)$$

$$g_2\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{2 + \frac{a_0}{W}}{\left[1 - \left(\frac{a_0}{W}\right)\right]^{1.5}} \left[ 0.886 + 4.64\left(\frac{a_0}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a_0}{W}\right)^4 \right]$$

$$F_f = \frac{0.6B(W - a_0)^2}{(2W + a_0)} \times \sigma_y \quad (2-9)$$

其中:  $E$  和  $\sigma_y$  分别为 G20Mn5QT 的弹性模量和屈服强度, 从表 2-2 中查询;  $W$ 、 $B$  和  $B_N$  分别为试样的宽度、厚度和净厚度, 其中  $B_N$  在 2.2.4.3 节中介绍, 其余参数从表 2-1 中查询;  $a_0$ 、 $b_0$  分别为试样初始裂纹长度和初始韧带长度,  $b_0 = W - a_0$ , 从表 2-1 中查询;  $\xi$  为常数, 其值为  $1.6 \times 10^{-4} \text{ m}^{1/2}$ 。

表 2-3 不同面内拘束的 CT 试样最大疲劳裂纹预制力  $F_f$ 

面内拘束程度 $a_0/W$	最大疲劳裂纹预制力 $F_f$ (kN)
0.2	20.38
0.3	15.50
0.4	14.86
0.5	11.20
0.6	7.93
0.7	5.02

根据 ASTM E1820<sup>[12]</sup>和 GB/T 21143<sup>[16]</sup>对于应力比的规定：预制疲劳裂纹过程的应力比应在 0–0.1 之间。因此本试验中，应力比  $R = 0.1$ 。

#### 2.2.4.3 侧槽尺寸

ASTM E1820<sup>[12]</sup>和 GB/T 21143<sup>[16]</sup>强烈建议，在测量材料  $J-R$  曲线时，为了获得平直的裂纹前缘，需要对试件表面加工侧槽，且对侧槽尺寸进行了说明。本试验规定：CT 试样前后表面均加工侧槽，侧槽深度  $B_N = 0.2B = 3\text{mm}$ ，两边深度各为 1.5mm；侧槽根部半径  $r = 0.4\text{mm}$ ，角度  $\theta = 90^\circ$ 。

#### 2.2.4.4 试验机标称能力

GB/T 21143<sup>[16]</sup>规定：CT 试样进行断裂韧性试验时，试验机标称能力应该超过  $1.2F_L$ ， $F_L$  计算公式如式(2-10)所示：

$$F_L = \frac{B(W - a_0)^2}{(2W - a_0)} \times \sigma_u \quad (2-10)$$

其中： $\sigma_u$  为 G20Mn5QT 的极限强度，从表 2-2 中查询。

不同面内拘束的 CT 试样所需试验机标称能力  $1.2F_L$  汇总在表 2-4 中。需要注意的是，式(2-10)的适用范围为  $0.45 \leq a/W \leq 0.7$ ，因此不符合该尺寸要求的 CT 试样， $1.2F_L$  的计算应乘以 1.2 的放大系数。

表 2-4 不同面内拘束的 CT 试样所需试验机标称能力  $1.2F_L$ 

面内拘束程度 $a_0/W$	所需试验机标称能力 $1.2F_L$ (kN)
0.2	224.95
0.3	182.36
0.4	142.35

表 2-4 (续)

面内拘束程度 $a_0/W$	所需试验机标称能力 $1.2F_L$ (kN)
0.5	105.44
0.6	72.30
0.7	43.80

### 2.2.4.5 声发射参数设置

声发射参数设置主要为声发射硬件设置,包括通道设置、定时参数设置和数据组/外参数设置。通道设置的内容和参数以及定时参数设置分别汇总于表 2-5 和表 2-6 之中。在数据组/外参数设置中,选择输出所有声发射特征参数,即第 1 章 1.1 节表 1-1 中所有参数全部勾选。

表 2-5 声发射通道设置内容及参数

阈值		内部	前置	模拟滤波器		波形设置			
类型	数值	浮动门宽	增益	增益	下限	上限	采样率	预触发	长度
固定	35 dB	6 dB	0	40 dB	100 kHz	400 kHz	3 MSPS	256 $\mu$ s	4 k

表 2-6 声发射定时参数设置

峰值定义时间 PDT	撞击定义时间 HDT	撞击闭锁时间 HLT	最大持续时间
300 $\mu$ s	600 $\mu$ s	1000 $\mu$ s	1000 ms

## 2.3 试验步骤

### 2.3.1 预制疲劳裂纹试验

为了便于量测疲劳裂纹扩展长度,将所有 CT 试样前后表面进行镜面抛光处理,并贴上比例尺。

预制疲劳裂纹试验在 PWS-E100 型电液伺服动静万能试验机上进行,如图 2-6 所示。将 CT 试样通过夹具安装在疲劳试验机上,以正弦波形式施加荷载,频率  $f = 15\text{Hz}$ ,峰值荷载采用最大疲劳裂纹预制力  $F_f$ ,即表 2-3 中数值,应力比  $R = 0.1$ 。

从图 2-6 中可以清晰地看到预制疲劳裂纹,试验过程中应时刻观察疲劳裂纹开展情况,当预制疲劳裂纹长度达到约 2mm 时,停止试验,保存数据。

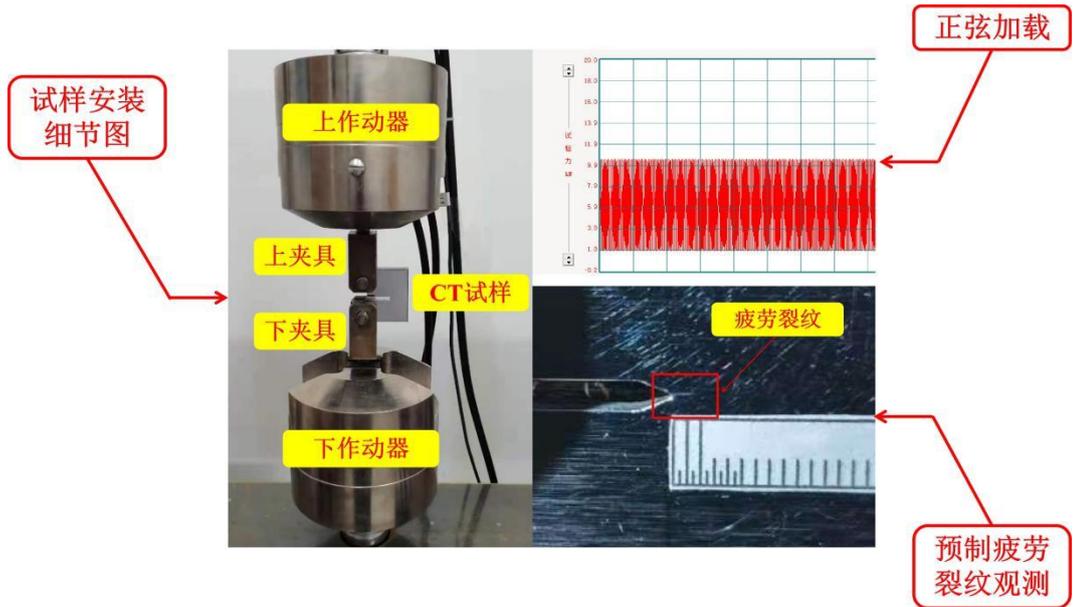


图 2-6 预制疲劳裂纹试验

### 2.3.2 侧槽加工

预制疲劳裂纹试验结束后,将 CT 试样根据 2.2.4.3 节所规定的尺寸加工侧槽,如图 2-7 所示。

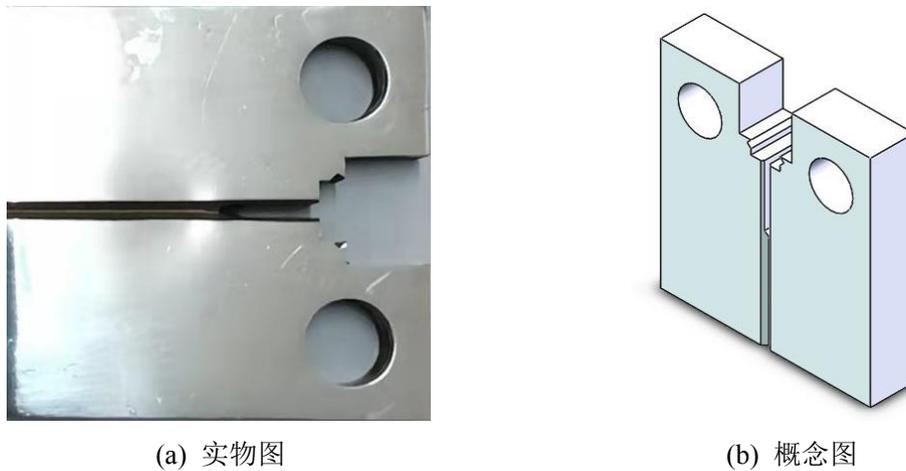


图 2-7 CT 试样侧槽

### 2.3.3 断裂韧性试验

断裂韧性试验在 DDL-100 型微机控制电子万能试验机上进行。将 CT 试样通过夹具安装在试验机上, COD 夹式引伸计(标距和量程均为 10mm)安装在试样刀口位置处以测量加载线位移;声发射传感器通过耦合剂(凡士林)粘贴到试样表面,连接好声发射设备,并根据 2.2.4.5 节的规定设置好参数;将工业相机

摆放在试样前表面一定距离处，调整至画面清晰。断裂韧性试验如图 2-8 所示。

断裂韧性试验、声发射采集和相机拍摄，三者应同步进行。断裂韧性试验以位移控制形式加载，位移速率为 $0.5\text{mm}/\text{min}$ ；工业相机以每秒 5 张图片的速率进行拍照。当荷载达到最大值时，停止试验。记录每个试样的荷载-位移曲线，为后续  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$  的计算提供参数；保存图像和声发射参数数据，以便进行断裂韧性试验阶段性分析。

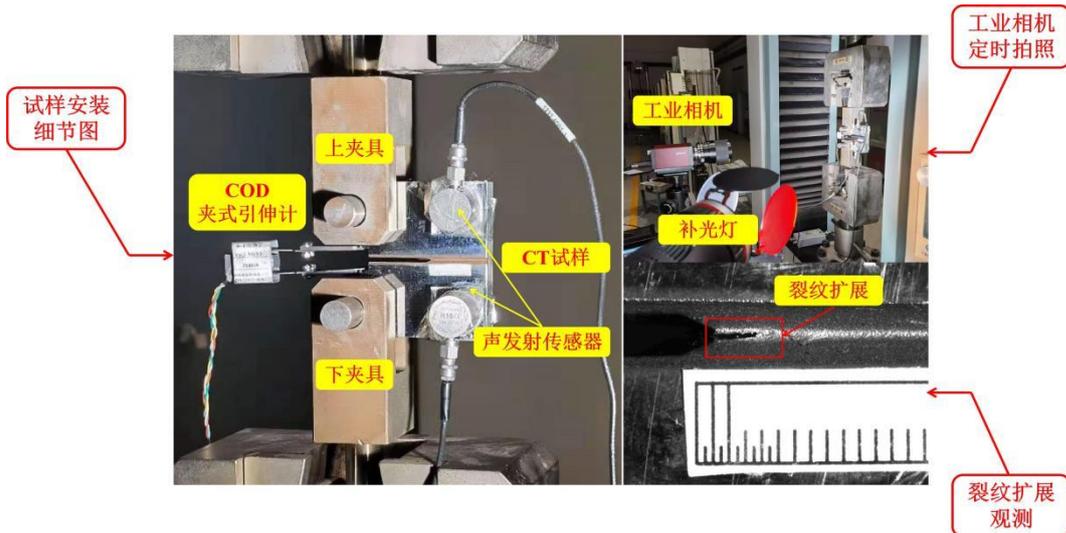


图 2-8 断裂韧性试验

### 2.3.4 二次疲劳试验

断裂韧性试验结束后，将 CT 试样通过夹具安装在疲劳试验机上，进行二次疲劳试验，试验设置参数与 2.3.1 节相同，当二次疲劳裂纹长度达到约 3mm 时，停止试验。二次疲劳区域作为断裂韧性区和后续的最终断裂区的界限，可以准确的量测出终止裂纹长度  $a_f$ 。

### 2.3.5 最终断裂试验

二次疲劳试验结束后，将 CT 试样通过夹具安装在万能试验机上，直接拉断，暴露断口。测量裂纹长度，为  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$  的计算提供参数。

## 2.4 试验结果

### 2.4.1 裂纹长度

编号为 A05B15 的 CT 试样断口如图 2-9(a)所示，从图中可以清晰地看出预制疲劳裂纹区、断裂韧性区、二次疲劳区以及最终断裂区。之后利用规范<sup>[10-13,16]</sup>推荐的九点平均法测量相应的裂纹长度，如图 2-9(b)所示，计算公式如式(2-11)所示。其中初始裂纹长度  $a_0$  即为预制疲劳裂纹长度，终止裂纹长度  $a_f$  为预制疲劳裂纹末端到二次疲劳裂纹前端的距离，裂纹扩展长度  $\Delta a = a_f - a_0$ 。

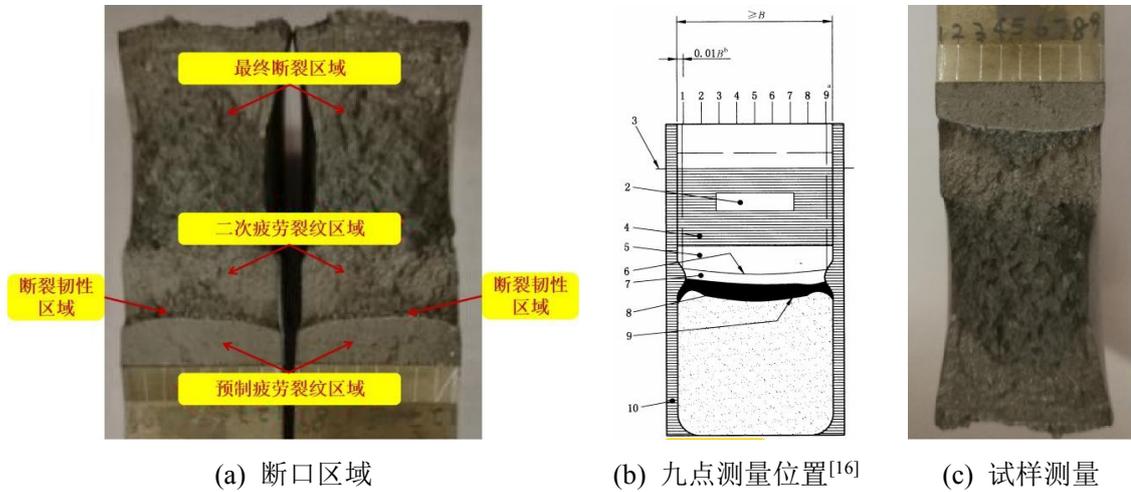


图 2-9 试样断口区域分析以及裂纹长度测量方法（编号：A05B15）

$$a = \frac{1}{8} \left[ \left( \frac{a_1 + a_9}{2} \right) + \sum_{j=2}^8 a_j \right] \quad (2-11)$$

其中： $a$  为裂纹长度。初始裂纹长度  $a_0$ 、终止裂纹长度  $a_f$  以及裂纹扩展长度  $\Delta a$  均通过式(2-10)来计算。

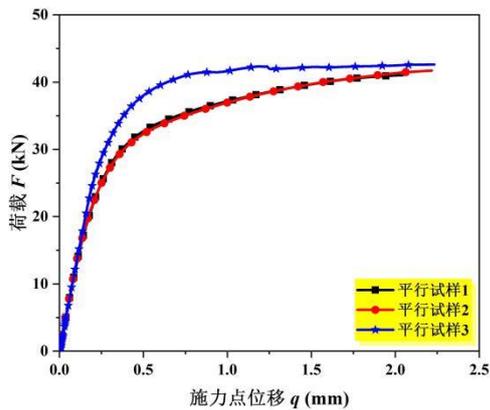
不同面内拘束的 CT 平行试样的裂纹长度汇总于表 2-7。由表中数据可知，平行试样 2 与平均值最接近。

表 2-7 不同面内拘束的 CT 平行试样裂纹长度

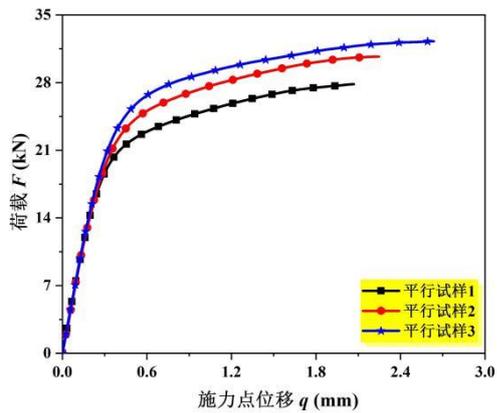
裂纹 长度	试样 编号	平行	平行	平行	平均值	相对误差(%)		
		试样 1	试样 2	试样 3		1	2	3
初始裂纹 长度 $a_0$ (mm)	A04B15	25.923	25.046	24.864	25.278	2.553	0.916	1.636
	A05B15	30.875	31.021	31.114	31.003	0.414	0.057	0.357
	A06B15	37.002	37.561	37.937	37.500	1.328	0.163	1.165
	A07B15	43.906	43.235	42.675	43.272	1.465	0.086	1.380
终止裂纹 长度 $a_f$ (mm)	A04B15	26.921	26.021	25.916	26.286	2.416	1.008	1.408
	A05B15	31.689	31.988	32.237	31.971	0.883	0.052	0.831
	A06B15	38.076	38.928	39.443	38.816	1.906	0.289	1.616
	A07B15	44.306	43.664	43.216	43.729	1.320	0.148	1.172
裂纹扩展 长度 $\Delta a$ (mm)	A04B15	0.998	0.975	1.052	1.008	1.025	3.306	4.331
	A05B15	0.814	0.967	1.123	0.968	15.909	0.103	16.012
	A06B15	1.074	1.367	1.506	1.316	18.368	3.902	14.467
	A07B15	0.400	0.429	0.541	0.457	12.409	6.058	18.467

### 2.4.2 荷载—位移曲线

不同面内拘束的 CT 平行试样的荷载—位移曲线绘制于图 2-10。由图可知，平行试样 2 曲线位于中部更接近于平均值。



(a) A04B15



(b) A05B15

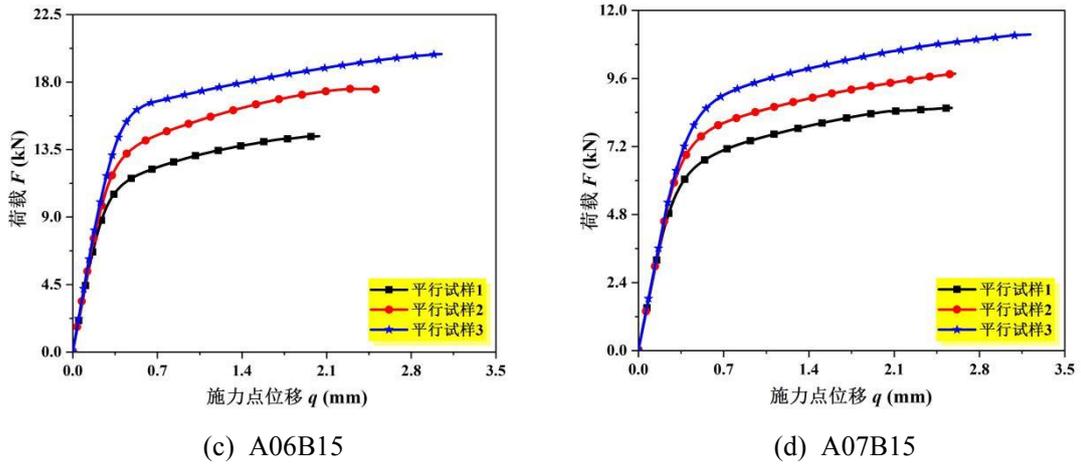
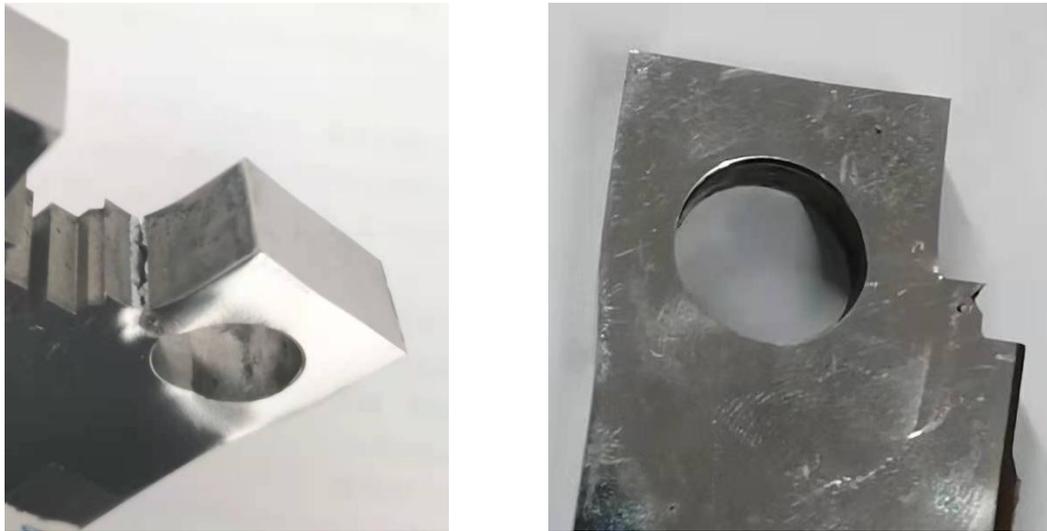


图 2-10 不同面内拘束的 CT 平行试样的荷载—位移曲线

需要重点提出的是，编号为 A02B15 和 A03B15 的 CT 试样在进行断裂韧性试验时，出现了异常现象。编号为 A02B15 的 CT 试样在台阶处断裂，如图 2-11(a) 所示；编号为 A03B15 的 CT 试样在销孔上缘出现了一定程度的变形，如图 2-11(b) 所示。此时荷载—位移曲线下面积除了代表克服裂纹尖端塑性变形做功外，还有克服销孔塑性变形做功。因此这两个尺寸的试样均无法测得  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$ 。因此第 3 章仅对其余 4 个 CT 试样的试验结果进行分析，探究其断裂机理。



(a) A02B15

(b) A03B15

图 2-11 异常现象

## 2.4 本章小结

本章针对基于图像处理技术和声发射技术的不同面内拘束的 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性试验进行了详细介绍，包括材料选取、试样设计、设备选择、参数确定、试验步骤以及试验结果，为后续  $J-R$  曲线和延性断裂韧性  $J_{IC}$  的计算以及断裂韧性试验过程的阶段性分析提供指导。

## 第3章 不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度测定

### 3.1 引言

由第1章1.2.2节可知,材料 $J-R$ 曲线的测定分为 $J$ 积分的计算和裂纹长度的预测。 $J$ 积分的计算在于塑性因子 $\eta$ 表达式的确定,而对于CT试样塑性因子 $\eta$ 的研究并不充分,表1-2中断裂韧度测定标准<sup>[10-13,16]</sup>中的 $\eta$ 表达式是根据理想弹塑性材料平面应变状态推导出来的; Mathias<sup>[36]</sup>等人计算了考虑不同材料硬化指数 $n$ 的3D高拘束试样的 $\eta$ 表达式; Sen<sup>[37]</sup>等人提出的 $\eta$ 表达式的适用条件是平面应变状态的低拘束试样。目前并没有针对低拘束和高拘束试样在3D状态下 $\eta$ 表达式的研究。

裂纹长度的预测方法有弹性卸载柔度法、直流电势降法以及规则化法。前两种测试方法均需要精密的测试仪器且操作流程较复杂,规则化法可以直接通过试样的荷载一位移曲线来预测裂纹长度,因此得到了国内外学者越来越多的关注。然而,利用规则化法进行裂纹长度的预测时,如何选取钝化线方程、如何确定规则化切点坐标以及如何编写迭代程序来预测裂纹长度,都没有具体的解决措施。

本章利用ABAQUS有限元软件,模拟得到适用于G20Mn5QT铸钢材料,宽范围面内拘束的CT试样在3D状态下的塑性因子 $\eta$ 表达式,利用规则化法计算不同面内拘束CT试样的 $J-R$ 曲线和延性断裂韧度 $J_{IC}$ ,并通过电镜扫描分析断口形貌,明确不同面内拘束的G20Mn5QT铸钢材料的断裂机理。

### 3.2 不同面内拘束的 CT 试样塑性因子 $\eta$ 表达式

#### 3.2.1 有限元模拟

##### 3.2.1.1 材料和试样

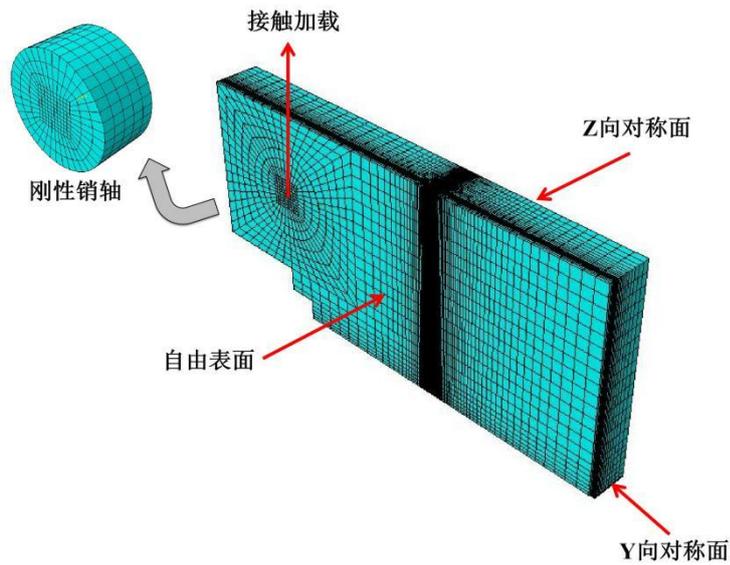
本章研究材料为G20Mn5QT铸钢材料,其基本力学性能参数和真实应力—塑性应变曲线如第2章2.2.4.1节表2-2和图2-5(b)所示,试样形式为CT试样。保持试样宽度 $W$ 不变,通过改变初始裂纹长度 $a_0$ 来表征面内拘束的变化,其余尺寸与试验试样完全相同。不同面内拘束的CT试样几何尺寸如表3-1所示。

表 3-1 不同面内拘束的 CT 试样几何尺寸

试样 编号	试样厚度 $B$ (mm)	试样宽度 $W$ (mm)	初始裂纹长度 $a_0$ (mm)	面内拘束 $a_0/W$
CT03			18	0.3
CT035			21	0.35
CT04			24	0.4
CT045			27	0.45
CT05	15	60	30	0.5
CT055			33	0.55
CT06			36	0.6
CT065			39	0.65
CT07			42	0.7
CT075			45	0.75

### 3.2.1.2 静态裂纹有限元模型

根据试样的对称性, 选取四分之一的 CT 试样进行有限元建模, 编号为 CT05 的试样模型如图 3-1(a)所示。模型采用线性减缩积分单元 (C3D8R), 单元个数为 68014 个。其余尺寸试样与图 3-1 所示试样类似。



(a) 四分之一 3D 模型

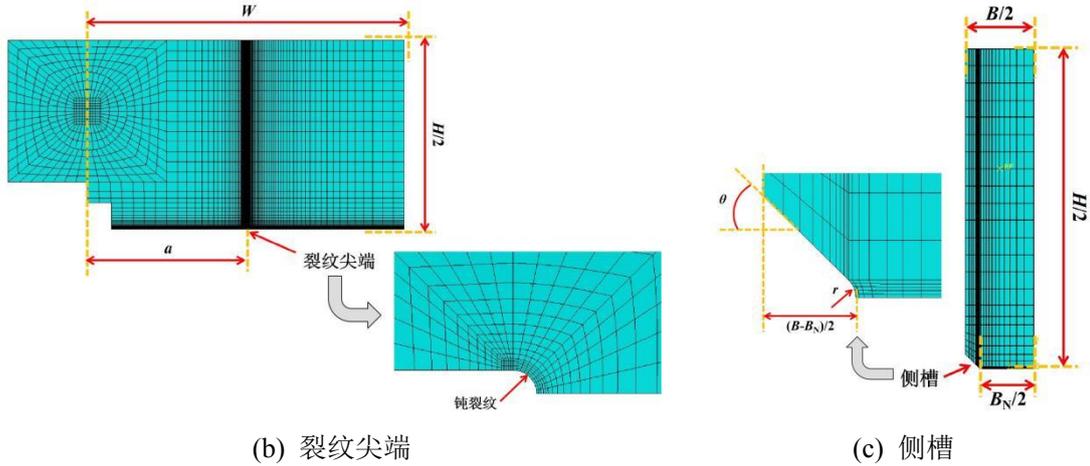


图 3-1 静态裂纹有限元模型 (编号: CT05)

## 1. 模型细节

### (1) 裂纹尖端

由于裂纹尖端存在着剧烈变化的应力应变梯度,为了得到准确的有限元分析结果,裂纹尖端区域应采用细密的网格划分。本文采用了传统的聚焦环式网格包围在初始根半径  $\rho_0 = 2.5\mu\text{m}$  的钝裂纹尖端,如图 3-1(b)所示。由于初始根半径  $\rho_0$  与试样宽度  $W$  的比值  $\rho_0/W \approx 4.17 \times 10^{-5}$  足够小,可以使得低荷载水平下的  $J$  积分值计算更精准,以增强非线性有限应变分析的收敛性。图 3-1(b)中的钝裂纹尖端周围布置了 30 层聚焦圆环,最靠近裂尖的第 1 层圆环半径为初始根半径  $\rho_0$  的十分之一,即  $0.25\mu\text{m}$ ;第 30 层圆环半径约为初始根半径  $\rho_0$  的 40 倍,即  $0.1\text{mm}$ 。每一层聚焦圆环采用等间距布种,分别布置 10 个、15 个和 20 个种子以进行网格敏感性分析,结果表明所计算的  $J$  积分值不随网格尺寸变化,因此本文在钝裂纹尖端布置 20 个种子。

### (2) 侧槽

由于侧槽根部会有强烈的应力集中现象,因此该位置处的网格应当加密。图 3-1(c)所示的侧槽斜边区域布置 10 层网格,网格尺寸由试样自由表面 ( $Z = B/2$ ) 向侧槽根部 ( $Z = B_N/2$ ) 逐渐减小;净厚度区域布置 15 层网格,网格密度由试样对称面 ( $Z = 0$ ) 向侧槽根部 ( $Z = B_N/2$ ) 逐渐降低。

## 2. 加载方式

CT 试样通过刚性销轴与销孔之间的面接触进行加载,接触类型为无摩擦硬接触。采用力控制加载,力施加在刚性销轴质心处,如图 3-1(a)所示,采用固定分析步,利用 ABAQUS/Standard 求解器求解。由于塑性因子  $\eta$  的计算基于小应变假定(或小变形假定)条件,因此无需开启几何大变形,即“NLGEOM=off”。不同面内拘束的 CT 试样施加荷载值  $F$  利用式(3-1)<sup>[152]</sup>进行计算:

$$F = 1.455A \times b_0 \times \sigma_0 \quad (3-1)$$

$$A = \left[ \left( \frac{2a_0}{b_0} \right)^2 + 2 \left( \frac{2a_0}{b_0} \right) + 2 \right]^{1/2} - \left( \frac{2a_0}{b_0} + 1 \right) \quad (3-2)$$

其中： $a_0$ 为初始裂纹长度， $b_0$ 为初始未开裂韧带长度， $b_0 = W - a_0$ ； $A$ 为几何因子，计算公式如式(3-2)所示； $\sigma_0$ 为 Ramberg-Osgood 模型中的参考应力，即为材料屈服应力 $\sigma_y$ 。

### 3. 输出参数

模型运行完成之后，需要提取每一分析步的刚性销轴质心位置处的荷载 $F_i$ 、施力点位移 $q_i$ 以及 $J$ 积分 $J_i$ ，为后续塑性因子 $\eta$ 的计算提供参数。

### 3.2.2 计算方法

塑性因子 $\eta$ 的计算公式可通过将第 1 章 1.2.2.1 节式(1-4)变式得到，结果如式(3-3)所示：

$$\eta = \frac{J_{pl} \times B \times b_0}{A_{pl}} \quad (3-3)$$

因此，荷载—位移曲线下的塑性面积 $A_{pl}$ 以及 $J$ 积分塑性分量 $J_{pl}$ ，是两个重点计算参量，塑性因子 $\eta$ 的计算流程如图 3-2 所示。

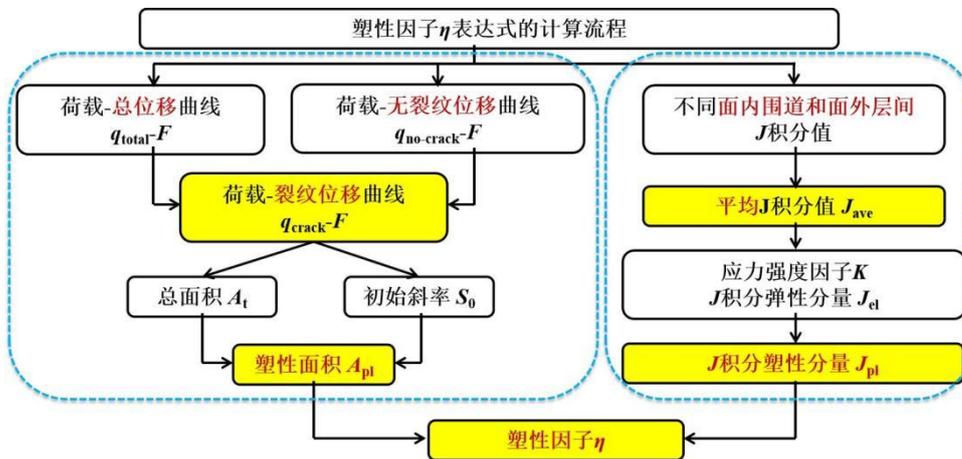


图 3-2 塑性因子 $\eta$ 计算流程

#### 3.2.2.1 塑性面积 $A_{pl}$

$J$ 积分是表征弹塑性材料裂纹尖端应力场的参数，可通过裂纹体的能量释放率来计算，如第 1 章 1.2.2.1 节式(1-3)所示。对于无裂纹体， $J$ 积分值应当为 0。然而利用式(1-3)计算的结果是一个非零常数，两者相矛盾。因此，式(1-3)中所用的位移 $\Delta$ 应为裂纹导致的位移 $\Delta_{crack}$ ，可通过式(3-4)计算：

$$\Delta_{\text{crack}} = \Delta_{\text{total}} - \Delta_{\text{no-crack}} \quad (3-4)$$

其中： $\Delta_{\text{total}}$  为总位移； $\Delta_{\text{crack}}$  为裂纹导致的位移； $\Delta_{\text{no-crack}}$  为无裂纹体位移。

同理，CT 试样塑性面积  $A_{\text{pl}}$  也应利用裂纹导致的施力点位移  $q_{\text{crack}}$  来计算。需要注意的是，3.2.1.2 节所提取的位移为施力点总位移  $q_{\text{total}}$ ，无裂纹体施力点位移  $q_{\text{no-crack}}$  可以通过建立  $a/W = 0$  的 CT 试样来计算。

图 3-3(a)和(b)分别为编号为 CT035 和 CT07 试样的  $q_{\text{total}}$ 、 $q_{\text{crack}}$  以及  $q_{\text{no-crack}}$  之间的关系。从图中可以看出，低拘束试样（CT035） $q_{\text{total}}$  和  $q_{\text{crack}}$  之间的差异比高拘束试样（CT07）大很多，这一现象在 Dey 等人<sup>[35]</sup>和 Sen 等人<sup>[37]</sup>推导 CT 试样和 SENB 试样的塑性因子  $\eta$  表达式时也同样出现。

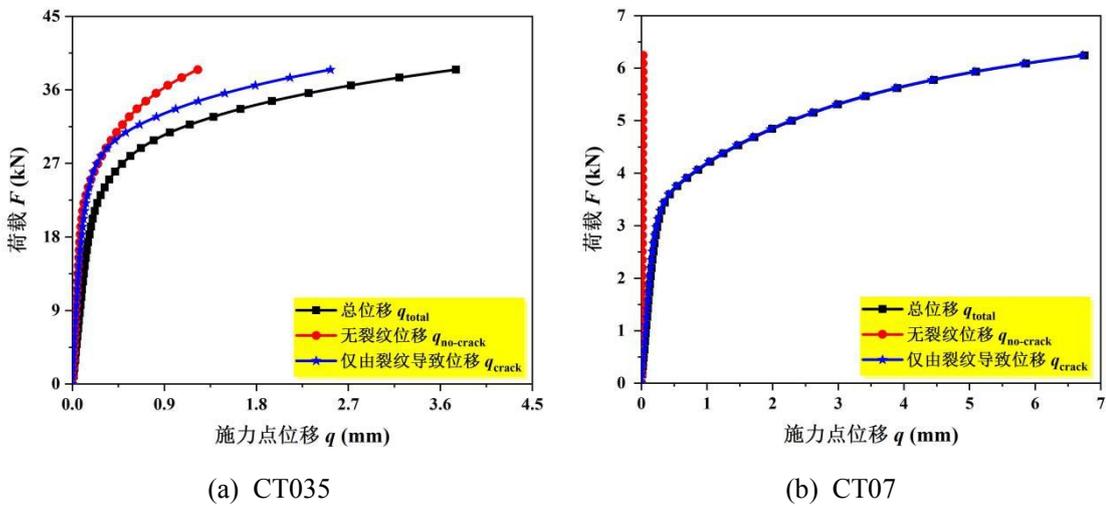


图 3-3  $q_{\text{total}}$ 、 $q_{\text{crack}}$  及  $q_{\text{no-crack}}$  之间的关系

通过上述方法得到  $q_{\text{crack}}$  之后，荷载—裂纹导致的施力点位移 ( $F - q_{\text{crack}}$ ) 曲线下的总面积  $A_{\text{total}}$  和初始斜率  $S_0$  可利用积分和线性拟合的方法得到，塑性面积  $A_{\text{pl}}$  则可根据式(3-5)进行计算：

$$A_{\text{pl}} = A_{\text{total}} - \frac{1}{2} \times \frac{F^2}{S_0} \quad (3-5)$$

### 3.2.2.2 $J$ 积分塑性分量 $J_{\text{pl}}$

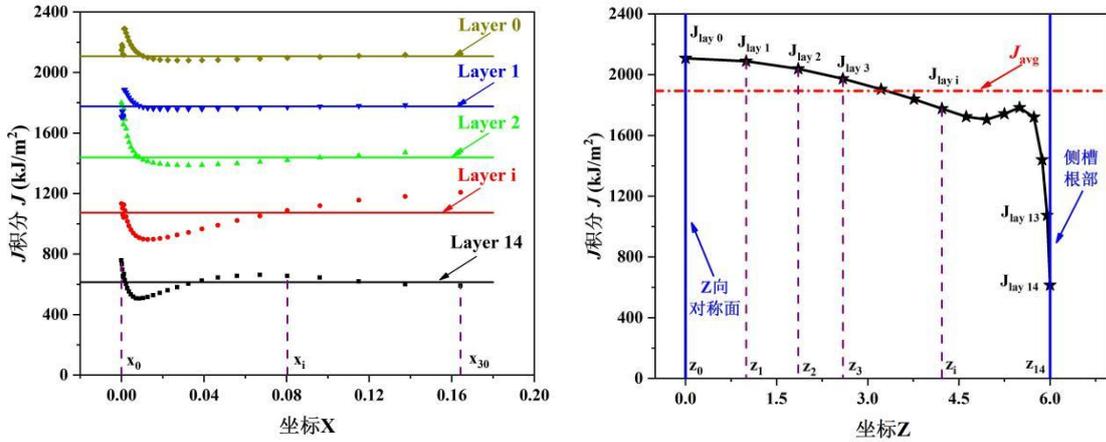
ABAQUS 有限元软件可通过围线积分的方法自动输出  $J$  积分。根据 3.2.1.2 节所述，CT 试样在净厚度区域 ( $B_N/2$ ) 分为了 15 层，每一层的钝裂纹尖端均有 30 条聚焦圆环，每一条圆环都被视为一条积分线，可输出一个  $J$  积分。因此，每一加载步下，ABAQUS 可输出  $15 \times 30 = 450$  个  $J$  积分。本节采用加权平均法对这 450 个  $J$  积分进行分析计算，得到该加载步下最具代表性的  $J$  积分值。

首先，对每一层的 30 个  $J$  积分进行面内加权平均，其计算公式和示意图如

式(3-6)和图 3-4(a)所示。从图中可看出，由于侧槽周围存在的应力集中会导致靠近侧槽根部 (Layer 14) 的层间  $J$  积分变化幅度较大，靠近对称面 (Layer 0) 的层间  $J$  积分则趋于平稳。

$$J_{\text{lay}j} = \frac{1}{\rho_{30}} \times \left[ \frac{(\rho_1 - \rho_0)(J_{\text{con}0,j} + J_{\text{con}1,j})}{2} + \frac{(\rho_2 - \rho_1)(J_{\text{con}1,j} + J_{\text{con}2,j})}{2} + \dots + \frac{(\rho_i - \rho_{i-1})(J_{\text{con}i-1,j} + J_{\text{con}i,j})}{2} + \dots + \frac{(\rho_{30} - \rho_{29})(J_{\text{con}29,j} + J_{\text{con}30,j})}{2} \right] \quad (3-6)$$

其中： $i$  为聚焦圆环次序， $0 \leq i \leq 30$ ， $i=0$  代表钝裂纹尖端； $j$  为层间次序， $0 \leq j \leq 14$ ， $j=0$  代表对称面层 Layer 0， $j=14$  代表侧槽根部层 Layer 14； $J_{\text{con}i,j}$  为第  $j$  层第  $i$  条聚焦圆环对应的  $J$  积分； $\rho_i$  为该聚焦圆环的半径， $\rho_0$  为钝裂纹的初始根半径； $J_{\text{lay}j}$  为第  $j$  层面内平均  $J$  积分。



(a) 面内加权平均

(b) 面外加权平均

图 3-4 最终加载步时面内/面外加权平均  $J$  积分的计算图示 (编号: CT05)

之后，对 15 个不同层面内平均  $J$  积分进行面外加权平均，其计算公式和示意图如式(3-7)和图 3-4(b)所示。从图中可以看出，从侧槽根部处到  $Z$  向对称面，面内平均  $J$  积分呈现先急剧增大，而后稍微减小，再逐渐增大直至最后趋于平稳。

$$J_{\text{avg}} = \frac{1}{B_N/2} \times \left[ \frac{(z_1 - z_0)(J_{\text{lay}0} + J_{\text{lay}1})}{2} + \frac{(z_2 - z_1)(J_{\text{lay}1} + J_{\text{lay}2})}{2} + \dots + \frac{(z_j - z_{j-1})(J_{\text{lay}j-1} + J_{\text{lay}j})}{2} + \dots + \frac{(z_{14} - z_{13})(J_{\text{lay}13} + J_{\text{lay}14})}{2} \right] \quad (3-7)$$

其中： $z_j$  为第  $j$  层对应的  $Z$  向坐标， $z_0=0$  代表  $Z$  向对称面层， $z_{14}=B_N/2$  代表侧槽根部层； $J_{\text{avg}}$  代表该加载步下面内面外加权平均  $J$  积分。

通过上述计算流程，可得到每一加载步下单一的面内面外加权平均  $J$  积分  $J_{\text{avg}}$ ， $J$  积分塑性分量  $J_{\text{pl}}$  可根据式(3-8)进行计算：

$$J_{pl} = J_{avg} - \frac{K^2(1-\nu^2)}{E}$$

$$K = \frac{F}{(BB_N W)^{1/2}} \times g_2\left(\frac{a_0}{W}\right)$$

$$g_2\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a_0}{W}\right) \left[ 0.886 + 4.64\left(\frac{a_0}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a_0}{W}\right)^4 \right]}{\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{3/2}} \quad (3-8)$$

### 3.2.3 计算结果

将计算得到的每一加载步下的塑性面积  $A_{pl}$  和  $J$  积分塑性分量  $J_{pl}$  带入式(3-3)中, 即可得到每一加载步下的塑性因子  $\eta$ , 如图 3-5(a)所示。选取数值平稳段(相对误差不超过 0.1%) 的平均值作为该试样的塑性因子  $\eta_{FEM}$ , 其值如表 3-1 所示。

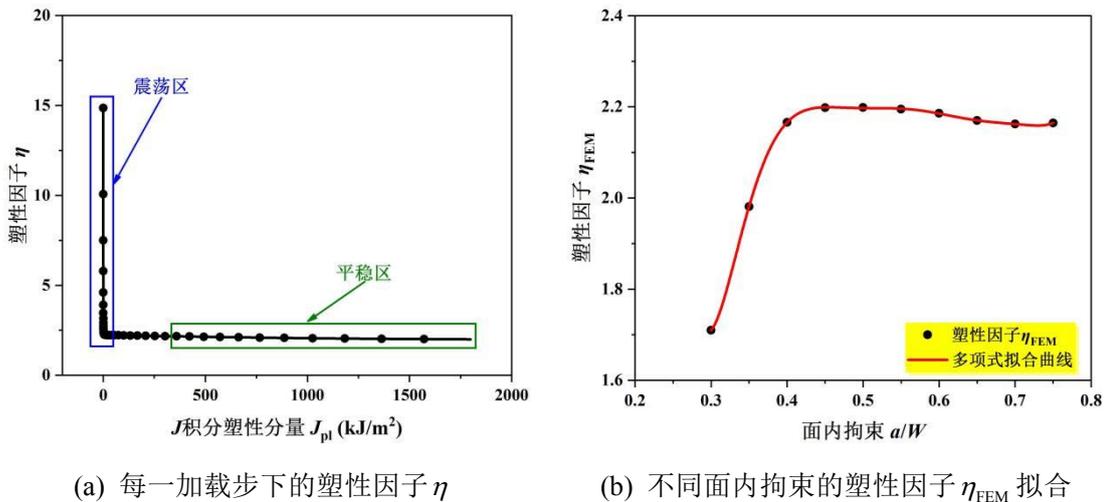


图 3-5 不同面内拘束的 CT 试样塑性因子  $\eta_{FEM}$  计算图示

表 3-2 不同面内拘束的 CT 试样塑性因子  $\eta_{FEM}$

$a/W$	0.3	0.35	0.4	0.45	0.5	0.55	0.6	0.65	0.7	0.75
有限元 $\eta_{FEM}$	1.710	1.981	2.166	2.198	2.199	2.195	2.186	2.170	2.162	2.165
现行标准 <sup>[10-13,16]</sup>	2.365	2.339	2.313	2.287	2.261	2.235	2.209	2.183	2.157	2.131
相对误差 (%)	27.71	15.30	6.36	3.88	2.76	1.79	1.03	0.58	0.26	1.61

由表中数据可知, 高拘束试样 ( $0.45 \leq a/W \leq 0.75$ ) 有限元计算结果与利用标准<sup>[10-13,16]</sup>所给公式(如表 1-2 所示)的计算结果相差很小, 但对于低拘束试样 ( $0.3 \leq a/W < 0.45$ ) 利用标准公式计算结果偏大, 误差不可忽略。这是由于标准

公式是根据理想弹塑性材料、平面应变状态的高拘束试样推导出来的，因此对于幂律硬化材料、3D 状态的低拘束试样会有较大偏差。

将塑性因子  $\eta_{FEM}$  通过多项式拟合，如图 3-5(b)所示，得到适用于 G20Mn5QT 铸钢材料，宽范围面内拘束的 CT 试样在 3D 状态下的塑性因子  $\eta$  表达式，如式(3-9)所示，适用范围为  $0.3 \leq a/W \leq 0.75$ ，该结果可为后续  $J-R$  曲线的测定提供重要且准确的参数。

$$\eta = 653.17 - 10448.84 \left(\frac{a}{W}\right) + 71829.61 \left(\frac{a}{W}\right)^2 - 277054.14 \left(\frac{a}{W}\right)^3 + 657229.86 \left(\frac{a}{W}\right)^4 - 983510.82 \left(\frac{a}{W}\right)^5 + 907861.45 \left(\frac{a}{W}\right)^6 - 473143.86 \left(\frac{a}{W}\right)^7 + 106689.75 \left(\frac{a}{W}\right)^8 \quad (3-9)$$

### 3.3 规则化法

图 3-6 为规则化法的计算流程图，主要分为三大部分：四参数规则化方程拟合，实时裂纹长度预测以及  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$  计算。基本参数为试样的初始裂纹长度  $a_0$ 、终止裂纹长度  $a_f$  以及试验过程中获取的荷载—位移曲线，对于 CT 试样选取荷载—施力点位移 ( $F-q$ ) 曲线。

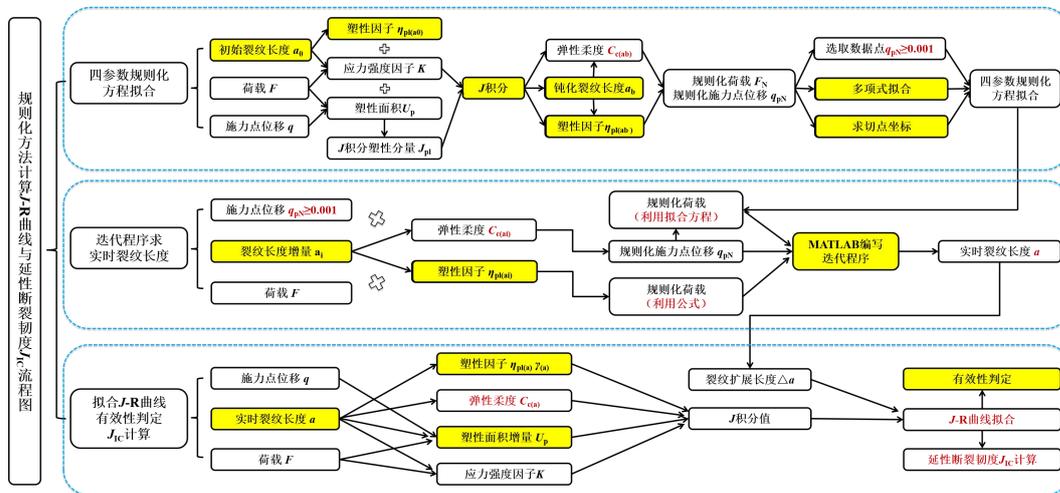


图 3-6 规则化法的计算流程图

#### 3.3.1 四参数规则化方程拟合

由图 3-6 可知，四参数规则化方程拟合的步骤为：利用基本参数对数据点 ( $q, F$ ) 进行规则化处理，得到规则化数据点 ( $q_{PN}, F_N$ )。选取一定范围的规则化数据点拟合得到四参数规则化方程，为后续通过迭代程序求得实时裂纹长度提供重要参数。下面将对该部分进行详细介绍，重点是钝化裂纹长度  $a_0$  的计算以及

规范化切点  $(q_{pNt}, F_{Nt})$  的确定。

### 3.3.1.1 基于初始裂纹长度 $a_0$ 的 $J$ 积分计算

CT 试样基于初始裂纹长度  $a_0$  的应力强度因子  $K_{a_0}$  可根据式(3-10)进行计算:

$$K_{a_0(i)} = \frac{F_{(i)}}{(BB_N W)^{1/2}} \times f\left(\frac{a_0}{W}\right)$$

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a_0}{W}\right) \left[0.886 + 4.64\left(\frac{a_0}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 5.6\left(\frac{a_0}{W}\right)^4\right]}{\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{3/2}} \quad (3-10)$$

基于初始裂纹长度  $a_0$  的  $J$  积分计算公式如式(3-11)所示:

$$J_{a_0(i)} = J_{el a_0(i)} + J_{pl a_0(i)} = \frac{K_{(i)}^2 (1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta_{(a_0)} A_{pl(i)}}{B_N b_0} \quad (3-11)$$

其中:  $\eta_{(a_0)}$  为基于初始裂纹长度  $a_0$  的塑性因子, 将  $a_0$  带入到式(3-9)中计算得到;  $A_{pl}$  为  $F-q$  曲线下的塑性面积, 可通过式(3-12)进行计算:

$$A_{pl(i)} = A_{total(i)} - \frac{1}{2} \times F_{(i)} \times C^2 \quad (3-12)$$

其中:  $A_{total}$  为  $F-q$  曲线下的总面积, 利用积分法计算即可;  $C$  为弹性柔度, 可通过对  $F-q$  曲线弹性段进行线性拟合分析得到, 也可以根据式(3-13)进行计算:

$$C_{(a_0)} = \frac{1}{EB_e} \left( \frac{1 + \frac{a_0}{W}}{1 - \frac{a_0}{W}} \right) \left[ \begin{array}{l} 2.1630 + 12.219\left(\frac{a_0}{W}\right) - 20.065\left(\frac{a_0}{W}\right)^2 - \\ 0.9925\left(\frac{a_0}{W}\right)^3 + 20.609\left(\frac{a_0}{W}\right)^4 - 9.9314\left(\frac{a_0}{W}\right)^5 \end{array} \right] \quad (3-13)$$

其中:  $B_e$  为有效厚度,  $B_e = B - (B - B_N)^2 / B$

### 3.3.1.2 钝化裂纹长度 $a_b$ 的计算

Landes<sup>[153]</sup>等人提出了如式(3-14)所示的钝化裂纹长度  $a_b$  计算公式, 被收录在美国标准 ASTM E1820<sup>[12]</sup>中, Cornec 等人<sup>[154]</sup>和 Landes<sup>[155]</sup>等人提出了如式(3-15)所示的钝化裂纹长度  $a_b$  计算公式, 被收录在国际标准 ISO 12315<sup>[10]</sup>, 英国标准 BS 7448<sup>[13]</sup>和中国标准 GB/T 21143<sup>[16]</sup>中。两者区别在于所选取的材料本构模型不同, 式(3-14)基于理想弹塑性材料本构模型, 式(3-15)基于幂律硬化材料本构模型, 如图 3-7 所示:

$$a_{b(i)} = a_0 + \frac{J_{(i)}}{2\sigma_y} \quad (3-14)$$

$$a_{b(i)} = a_0 + \frac{J_{(i)}}{3.75\sigma_u} \quad (3-15)$$

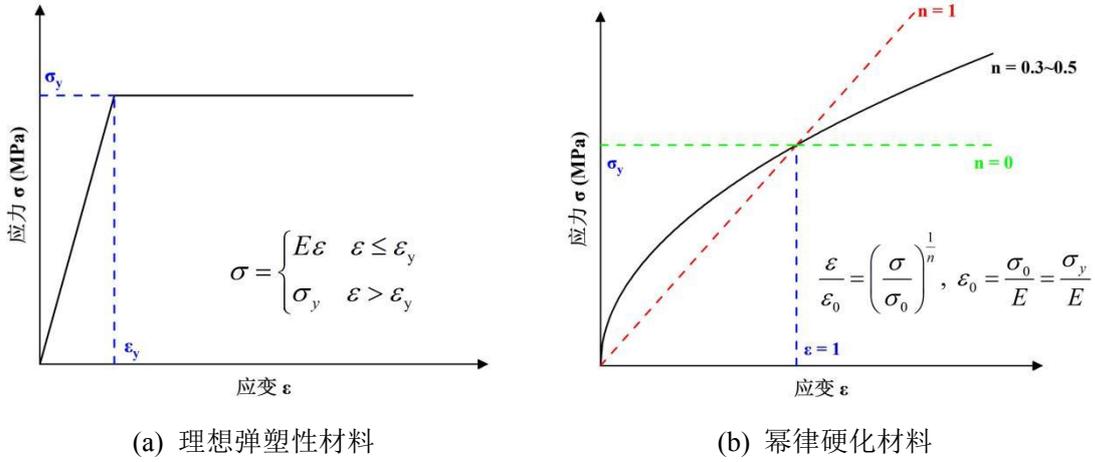


图 3-7 两种钝化裂纹长度  $a_b$  计算所采取的本构模型

考虑到 G20Mn5QT 铸钢材料的真实应力—应变曲线符合 Ramberg-Osgood 模型，属于幂律硬化材料，因此，选取式(3-15)来计算钝化裂纹长度  $a_b$ 。

### 3.3.1.2 规则化切点 $(q_{pNi}, F_{Ni})$ 的确定

将最大荷载  $F_m$  之前（不包括  $F_m$ ）的所有数据点  $(q_i, F_i)$  和试验最终数据点  $(q_n, F_n)$  进行荷载和施力点位移的规则化处理，如式(3-16)和式(3-17)所示，得到规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni})$ 。

$$F_{N(i)} = \frac{F_{(i)}}{WB \left( \frac{W - a_{b(i)}}{W} \right)^{\eta_{(a_{b(i)})}}} \quad (3-16)$$

$$q_{pN(i)} = \frac{q_{(i)} - F_{(i)} C_{(a_{b(i)})}}{W} \quad (3-17)$$

其中： $\eta_{(a_b)}$  和  $C_{(a_b)}$  应将钝化裂纹长度  $a_b$  带入式(3-9)和式(3-13)分别进行计算。需要注意的是，最终数据点  $(q_n, F_n)$  的规则化处理应将终止裂纹长度  $a_f$  代替  $a_b$  进行计算。 $F-q$  曲线和规则化  $F_N-q_{pN}$  曲线如图 3-8(a)和 3-8(b)所示。

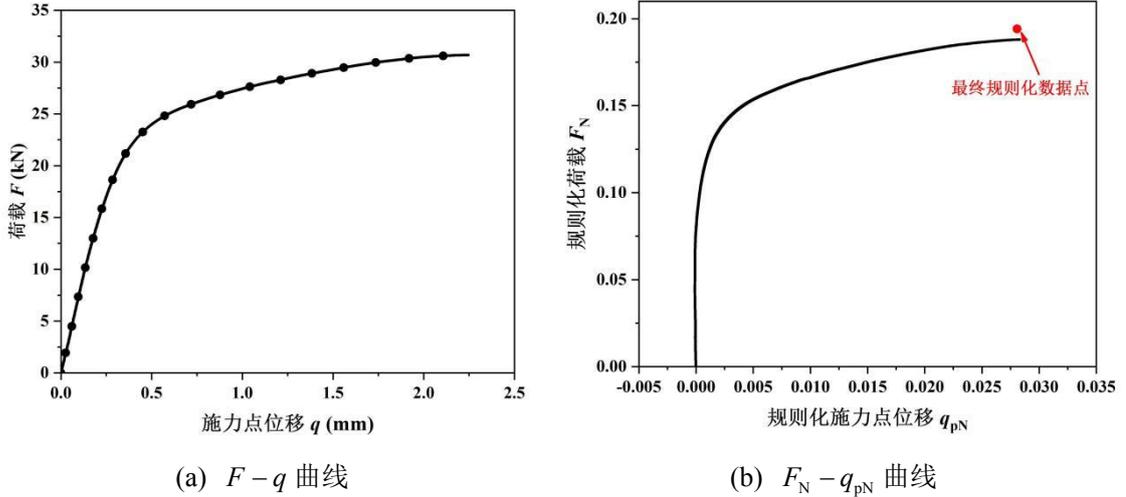


图 3-8 试验得到以及规则化处理的荷载—施力点位移曲线（编号：A05B15）

从最终规则化数据点  $(q_{pNn}, F_{Nn})$  向前面的规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni})$  做切线，得到切点  $(q_{pNt}, F_{Nt})$ 。将  $0.001 \leq q_{pNi} \leq q_{pNt}$  范围内的所有规则化数据点，加上最终规则化数据点  $(q_{pNn}, F_{Nn})$  进行拟合，如式(3-18)所示，得到四参数规则化方程。

$$F_{Nf} = \frac{l + m \times q_{pN} + o \times q_{pN}^2}{p + q_{pN}} \quad (3-18)$$

其中： $l$ 、 $m$ 、 $o$ 、 $p$  为规则化方程的拟合参数。

从散点群中确定规则化切点  $(q_{pNt}, F_{Nt})$  坐标的准确性与拟合效果相关。本节采用目测与多项式拟合相结合的方式来确定  $(q_{pNt}, F_{Nt})$ ，操作步骤为：

步骤 1：利用目测法估计切点的大致位置，得到  $q_{pNt}$  的估计值  $q_{pNt,est}$ 。

步骤 2：将  $(q_{pNt,est} - 0.01, q_{pNt,est} + 0.01)$  范围内所有规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni})$  进行多项式拟合，得到多项式拟合方程，一般五次多项式的精度足够满足要求，如图 3-9(a)所示，并将规则化荷载  $F_{Ni}$  与多项式拟合值  $F_{Ni,fit}$  进行对比，误差不能超过 0.05%。

步骤 3：对多项式拟合方程进行求导，得到  $(q_{pNt,est} - 0.01, q_{pNt,est} + 0.01)$  范围内所有多项式拟合规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni,fit})$  的导数值  $dF_{Ni,fit}$ 。

步骤 4：根据式(3-19)，计算最终规则化数据点  $(q_{pNn}, F_{Nn})$  到过  $(q_{pNt,est} - 0.01, q_{pNt,est} + 0.01)$  范围内每一多项式拟合规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni,fit})$  的切线的距离  $D_i$ ，其中最短距离所对应的数据点，即为规则化切点  $(q_{pNt}, F_{Nt})$ 。

$$D_i = \frac{dF_{Ni,fit} \times q_{pNn} - F_{Nn} + F_{Ni,fit} - dF_{Ni,fit} \times q_{pNi}}{\sqrt{dF_{Ni,fit}^2 + 1}} \quad (3-19)$$

将  $0.001 \leq q_{pNi} \leq q_{pNt}$  范围内所有规则化数据点  $(q_{pNi}, F_{Ni})$  和最终规则化数据点  $(q_{pNn}, F_{Nn})$  带入到(3-18)中，利用最小二乘法拟合参数，得到四参数规则

化方程，如图 3-9(b)所示。

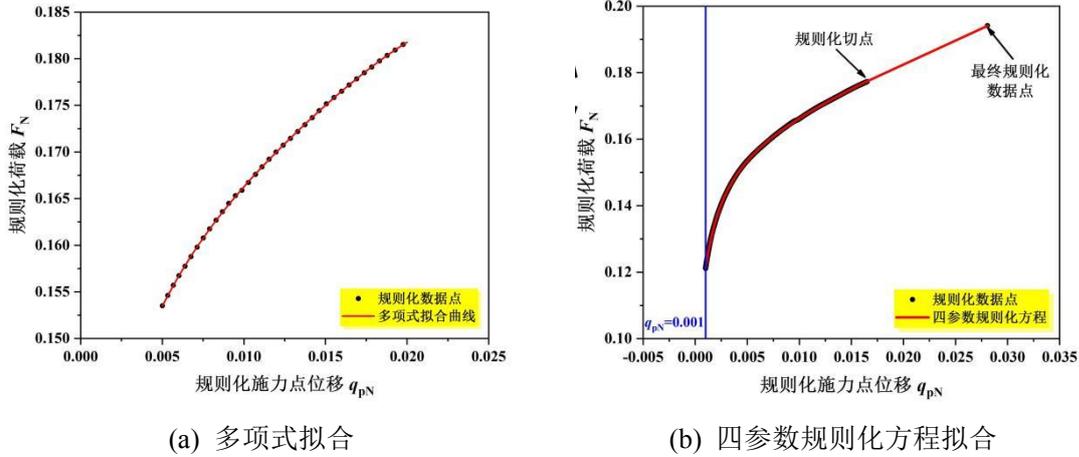


图 3-9 正则化切点 ( $q_{pNt}$ ,  $F_{Nt}$ ) 确定方法

### 3.3.2 实时裂纹长度预测

由图 3-6 可知，可以通过 MATLAB 编写迭代程序来预测实时裂纹长度，操作步骤如下所示：

步骤 1：将初始裂纹长度  $a_0$  记为  $a_0^*$ ，以增量为 0.001mm 的形式递增， $a_0 + 0.001$  记为  $a_1^*$ ， $a_0 + 2 \times 0.001$  记为  $a_2^*$  ..... 直至终止裂纹长度  $a_f = a_0 + n \times 0.001$ ，记为  $a_n^*$ 。

步骤 2：将正则化施力点位移  $q_{pNi} = 0.001$  对应的施力点位移  $q$  记为  $q_1$ 。 $q \geq q_1$  的所有数据点 ( $q_i$ ,  $F_i$ ) 都将参与迭代。

步骤 3：根据式(3-20)，建立差值函数  $\varphi$ 。

$$\varphi_i = |F_{Ni} - F_{Nfi}| \quad (3-20)$$

其中： $F_N$  为正则化荷载，利用式(3-16)进行计算； $F_{Nf}$  为正则化拟合荷载值，利用式(3-18)进行计算。需注意，计算过程中所需的裂纹长度，全都为步骤 1 规定的  $a_i^*$ 。

步骤 4：将第 1 个数据点 ( $q_1$ ,  $F_1$ ) 带入到差值函数  $\varphi$  中，得到单一变量为  $a_i^*$  的函数  $\varphi_1$ 。将  $a_0^*$ 、 $a_1^*$ 、 $a_2^*$  .....  $a_n^*$  依次带入到  $\varphi_1$  中，得到差值  $\varphi_{10}^*$ 、 $\varphi_{11}^*$ 、 $\varphi_{12}^*$  .....  $\varphi_{1n}^*$ ，其中最小差值对应的  $a_i^*$  即为第一个数据点 ( $q_1$ ,  $F_1$ ) 对应的裂纹长度  $a_1$ 。

步骤 5：将第 2 个数据点 ( $q_2$ ,  $F_2$ ) 带入到差值函数  $\varphi$  中，得到单一变量为  $a_i^*$  的函数  $\varphi_2$ 。将  $a_0^*$ 、 $a_1^*$ 、 $a_2^*$  .....  $a_n^*$  依次带入到  $\varphi_2$  中，得到差值  $\varphi_{20}^*$ 、 $\varphi_{21}^*$ 、 $\varphi_{22}^*$  .....  $\varphi_{2n}^*$ ，其中最小差值对应的  $a_i^*$  即为第 2 个数据点 ( $q_2$ ,  $F_2$ ) 对应的裂纹长度  $a_2$ 。

步骤 6: 重复所述步骤 4 和步骤 5, 直至得到最终数据点  $(q_n, F_n)$  对应的裂纹长度  $a_n$ , 若  $a_n$  与终止裂纹长度  $a_f$  相差不超过 0.5%, 则  $a_n = a_f$ 。此时迭代完成,  $q < q_1$  的所有数据点  $(q_i, F_i)$  对应的裂纹长度  $a_i$  均为初始裂纹长度  $a_0$ 。

### 3.3.3 $J-R$ 曲线和延性断裂韧度 $J_{IC}$ 计算

由图 3-6 可知, 将 3.3.2 节利用迭代程序预测的实时裂纹长度  $a$  带入到相应公式中, 可计算得到裂纹扩展长度  $\Delta a$  和  $J$  积分, 进而求出  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。

CT 试样的应力强度因子  $K$  根据式(3-10)进行计算, 只需将实时裂纹长度  $a$  代替初始裂纹长度  $a_0$  即可。

$J$  积分利用增量公式进行计算, 如式(3-21)所示:

$$J_{(i)} = J_{el(i)} + J_{pl(i)} = \frac{K_{(i)}^2 (1-\nu^2)}{E} + J_{pl(i)} \quad (3-21)$$

$$J_{pl(i)} = \left[ J_{pl(i-1)} + \frac{\eta_{(i-1)} A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}}{b_{(i-1)} B_N} \right] \times \left( 1 - \gamma_{(i-1)} \frac{(a_{(i)} - a_{(i-1)})}{b_{(i-1)}} \right)$$

其中:  $\eta$  和  $\gamma$  为塑性因子, 两者之间的关系式如第 1 章 1.2.2.1 节式(1-6)所示;  $A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)}$  为第  $i-1$  步到第  $i$  步之间  $F-q$  曲线下塑性面积, 其计算公式如式(3-22)所示:

$$A_{pl(i)} - A_{pl(i-1)} = \frac{1}{2} (F_{(i)} + F_{(i-1)}) (q_{(i)} - q_{(i-1)}) - \left( \frac{1}{2} C_{(i)}^2 F_{(i)} - \frac{1}{2} C_{(i-1)}^2 F_{(i-1)} \right) \quad (3-22)$$

其中:  $C$  为弹性柔度, 将实时裂纹长度  $a$  带入到式(3-13)中计算。

裂纹扩展长度  $\Delta a$  根据式(3-23)进行计算:

$$\Delta a_{(i)} = a_{(i)} - a_0 \quad (3-23)$$

至此, 裂纹扩展长度  $\Delta a$  以及  $J$  积分计算完毕。以为  $\Delta a$  横坐标,  $J$  积分为纵坐标, 将所有数据点  $(\Delta a_i, J_i)$  其绘制在坐标图中, 进行  $J-R$  曲线的拟合, 操作步骤如下所示:

步骤 1: 根据式(3-24), 计算钝化线方程。

$$J = 3.75 \sigma_u \times \Delta a \quad (3-24)$$

步骤 2: 过 0.1mm 作钝化线平行线为左边界线  $J_{left}$ ; 过  $\Delta a$  最大数据点  $(\Delta a_n, J_n)$  作钝化线平行线为右边界线  $J_{right}$ , 其与横坐标交点为  $\Delta a_{max}$ ,  $\Delta a_{max}$  应满足  $0.5 \leq \Delta a_{max} \leq 0.10(W - a_0)$ ; 利用式(3-25)计算上边界线  $J_{upper}$ 。将位于三条边界线之间的所有数据点  $(\Delta a_i, J_i)$  根据式(3-26)进行拟合, 该拟合曲线即为  $J-R$  曲线。

$$J_{\text{upper}} = \min \left\{ a_0 \left( \frac{\sigma_y + \sigma_u}{40} \right), B \left( \frac{\sigma_y + \sigma_u}{40} \right), (W - a_0) \left( \frac{\sigma_y + \sigma_u}{40} \right) \right\} \quad (3-25)$$

$$J = C_1 \times \Delta a^{C_2} \quad (3-26)$$

其中： $C_1$  和  $C_2$  为拟合参数， $C_1 > 0$  且  $0 < C_2 < 1$ 。

步骤 3：过 0.2mm 作钝化线平行线，其与  $J-R$  曲线的交点为  $J_Q$ ，当  $J_Q$  满足  $J_Q \leq J_{\text{max}}$  和  $1.875\sigma_u > (dJ/da)|_{0.2}$  这两个条件时， $J_Q$  被认定为延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$ ，其物理意义为当  $J = J_{\text{IC}}$  时，裂纹开始启裂。

$J-R$  曲线示意图如图 3-10 所示，发现在裂纹扩展初始阶段，出现了一定范围的震荡。该现象在 Zhu 等人<sup>[62]</sup>、Scibetta 等人<sup>[156]</sup>和 Gao 等人<sup>[69]</sup>的研究中同样出现。这是由于初始阶段的  $J$  积分以其弹性分量  $J_{\text{el}}$  为主导，且规则化荷载  $F_N$  快速增大，无法精准拟合四参数规则化方程。因此，裂纹长度的预测在初始阶段并不准确。但初始阶段数据均在左边界线  $J_{\text{left}}$  之外，对  $J-R$  曲线的拟合无影响。

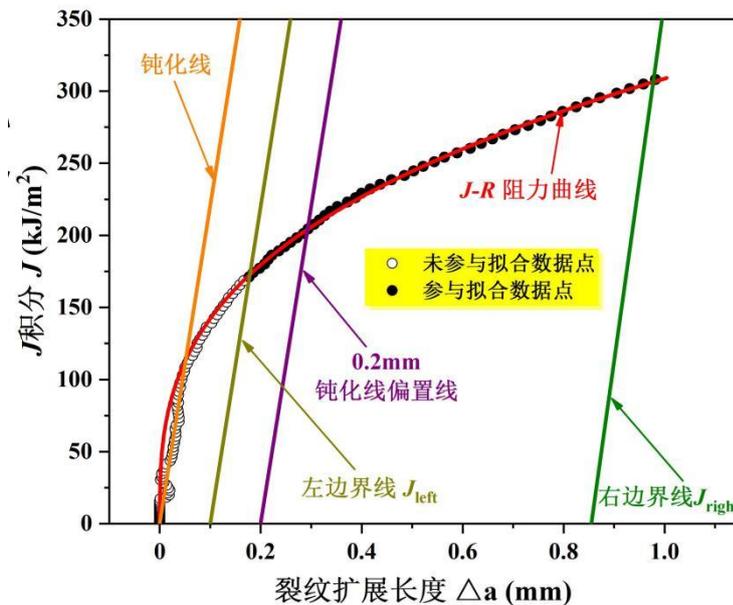


图 3-10  $J-R$  曲线示意图

### 3.4 不同面内拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线以及延性断裂韧度 $J_{\text{IC}}$

根据第 2 章 2.4.1 节利用九点平均法测量的裂纹长度以及 2.4.2 节得到的荷载一位移曲线，利用 3.3 节介绍的规则化法，可计算得到不同面内拘束的 CT 平行试样  $J-R$  曲线，如图 3-11(a)所示， $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$  汇总在表 3-3 中。

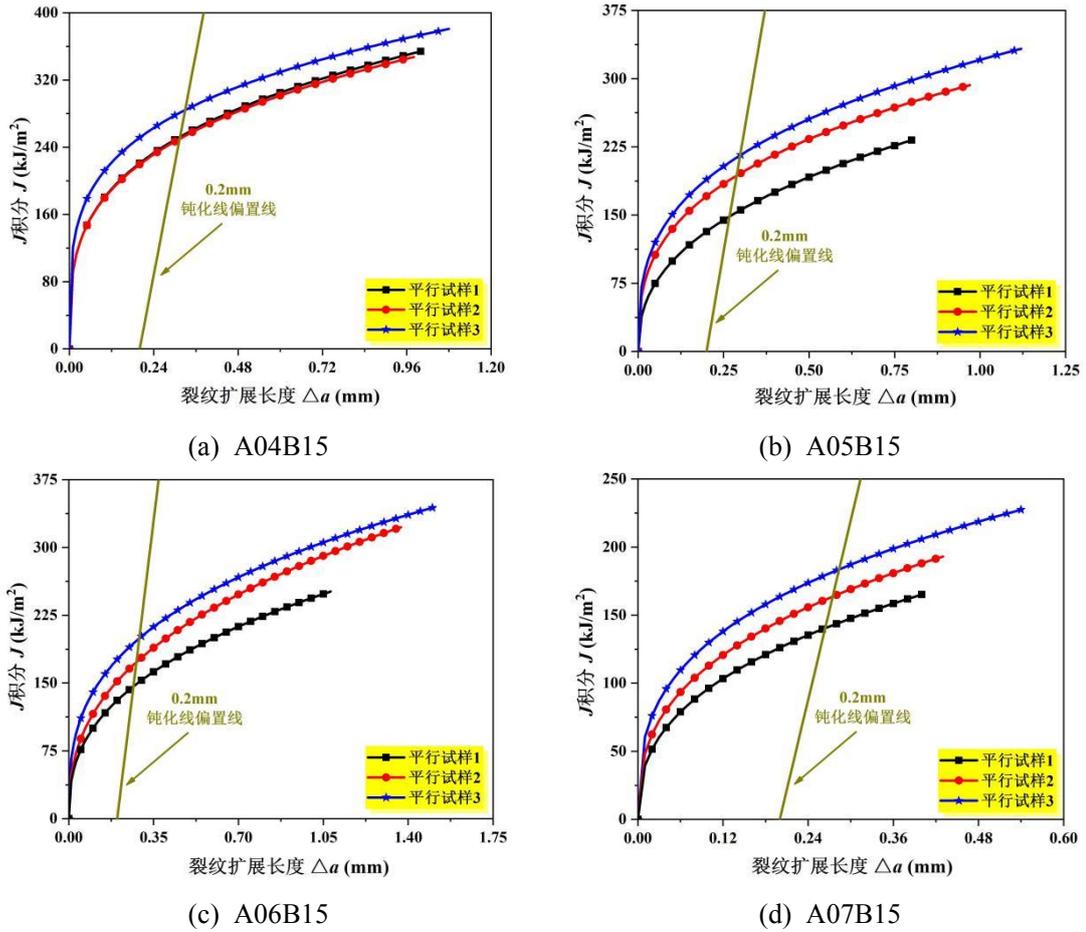


图 3-11 不同面内拘束的 CT 平行试样  $J-R$  曲线

表 3-3 不同面内拘束的 CT 平行试样  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$  和  $C_2$  以及延性断裂韧性  $J_{IC}$

参数	试样 编号	平行 试样 1	平行 试样 2	平行 试样 3	平均值	相对误差 (%)		
						1	2	3
$C_1$	A04B15	354.125	344.609	373.587	357.440	0.928	3.590	4.517
	A05B15	254.657	296.000	320.754	290.470	12.329	1.904	10.426
	A06B15	243.893	284.444	300.673	276.337	11.741	2.934	8.807
	A07B15	235.790	268.746	279.033	261.190	9.725	2.893	6.832
$C_2$	A04B15	0.293	0.283	0.246	0.274	6.934	3.285	10.219
	A05B15	0.409	0.342	0.328	0.360	13.716	4.912	8.804
	A06B15	0.387	0.386	0.332	0.368	5.068	4.796	9.864
	A07B15	0.389	0.393	0.332	0.371	4.758	5.835	10.592

表 3-3 (续)

裂纹 长度	试样 编号	平行	平行	平行	平均值	相对误差(%)		
		试样 1	试样 2	试样 3		1	2	3
	A04B15	246.774	247.853	283.984	259.537	4.918	4.502	9.419
延性断裂韧度	A05B15	148.239	191.561	215.832	185.211	19.962	3.429	16.533
$J_{IC}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	A06B15	145.586	173.734	198.748	172.689	15.695	0.605	15.090
	A07B15	140.280	161.172	184.140	161.864	13.335	0.428	13.762

根据第 2 章 2.4.1 节表 2-7 和 2.4.2 节图 2-10 可知, 平行试样 2 的裂纹长度和荷载一位移曲线都更接近于平均水平, 因此以平行试样 2 的测定结果作为 G20Mn5QT 铸钢材料不同面内拘束的 CT 试样测定结果, 将其荷载一位移曲线和  $J-R$  曲线统一绘制在图 3-12(a)和图 3-12(b)中。结果表明, 随着面内拘束的增强, 荷载一位移曲线、 $J-R$  曲线降低, 延性断裂韧度  $J_{IC}$  减小, 证明面内拘束的增强会降低材料的断裂韧性。

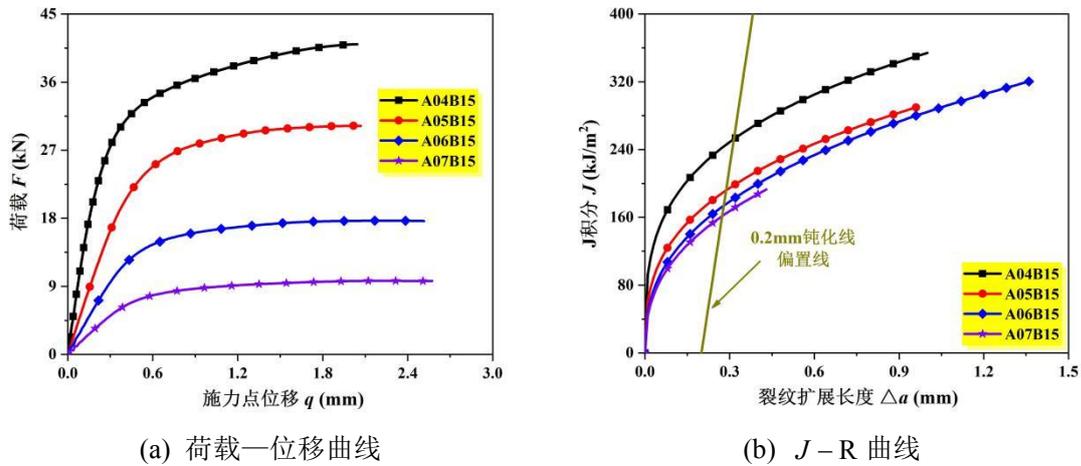


图 3-12 不同面内拘束的 CT 试样荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线

### 3.5 断口分析

通过扫描电镜对不同面内拘束的 CT 试样进行断口形貌分析有助于解释其微观断裂机理。以编号为 A04B15 的 CT 试样为例, 在预制疲劳裂纹区域可以清楚的看到疲劳辉纹, 如图 3-13(a)所示。在断裂韧性阶段, 试样在预制疲劳裂纹尖端发生脆性断裂, 断面光滑且平整, 如图 3-13(b)所示; 之后经由图 3-13(c)所示的脆性/韧性过渡区域转变成具有大量韧窝存在的韧性断裂, 如图 3-13(d)所示。

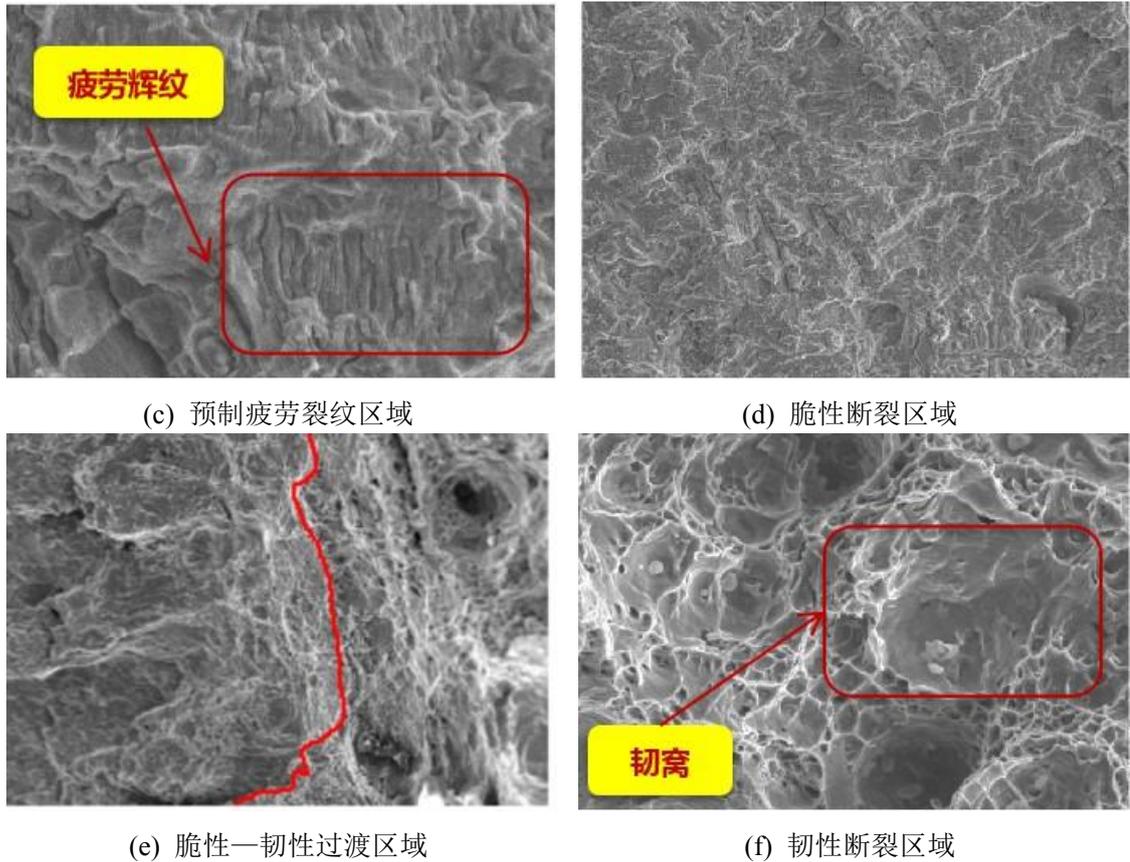


图 3-13 CT 试样微观断裂过程（编号：A04B15）

不同面内拘束的 CT 试样断口形貌显著差异集中在韧性断裂区域。图 3-14(a) 为编号是 A04B15 的 CT 试样韧性断裂形貌。断口表面可以观察到很多大而深的韧窝以及撕裂棱，表明韧性断裂过程消耗了大量的能量，导致该试样的  $J-R$  曲线最高，证明 CT 试样在低面内拘束下，断裂机制是典型的孔洞延性断裂。对于编号为 A05B15 的 CT 试样，从图 3-14(b) 中可以看到大量浅韧窝，这是局部韧性断裂的特征。因此，该试样断裂过程以韧性断裂为主，导致较高的  $J-R$  曲线。图 3-14(c) 为编号是 A06B15 的 CT 试样，从图中可以观察到韧窝较浅且分散，属于脆性断裂和韧性断裂的混合断裂机制，因此对应于较低的  $J-R$  曲线。对于编号为 A07B15 的 CT 试样，如图 3-14(d) 所示，断口表面存在非常浅的韧窝和许多脆性小平面，证明该试样的断裂机制以脆性断裂为主导，使得  $J-R$  曲线最低。

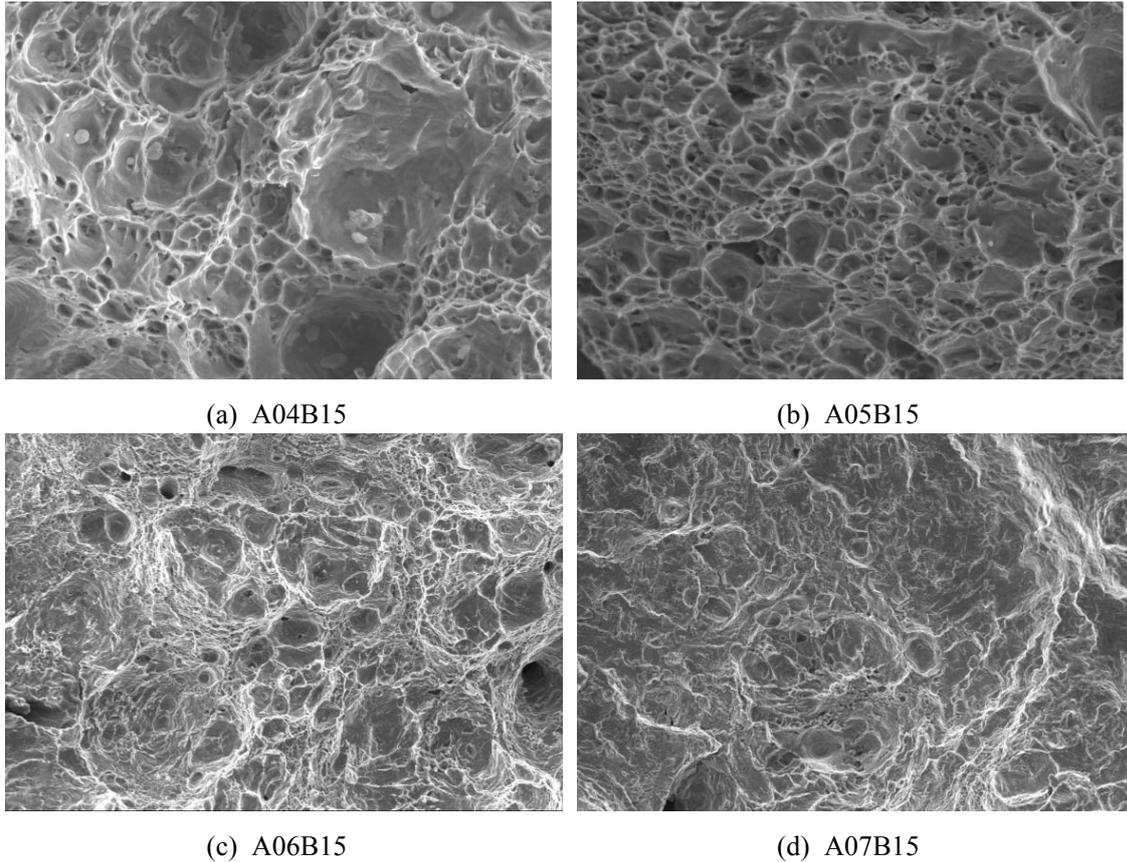


图 3-14 不同面内拘束的 CT 试样韧性断裂断口形貌

通过上述对断口微观形貌的分析，证明面内拘束对 CT 试样的断裂机理有显著影响。随面内拘束作用加强，断裂机理从孔洞延性断裂经由韧性/脆性混合断裂转变为脆性断裂。

### 3.6 本章小结

本章选用 G20Mn5QT 铸钢材料，利用规则化法，测定不同面内拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。通过分析断口形貌，明确其微观断裂机理。其主要内容和所得结论如下所示：

(1) 第二节对不同面内拘束的 CT 试样塑性因子  $\eta$  表达式的计算过程进行了全面的介绍。利用 ABAQUS 有限元软件，模拟得到适用于 G20Mn5QT 铸钢材料，宽范围面内拘束的 CT 试样在 3D 状态下的塑性因子  $\eta$  表达式，为后续  $J-R$  曲线的计算提供准确有效的参数。

(2) 第三节详细说明了规则化法的计算步骤，包括四参数规则化方程的拟合、实时裂纹长度的预测以及  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$  的计算。从钝化线方程的选取、规则化切点坐标的确定以及编写迭代程序预测裂纹长度这三方面对规

则化法进行改进，使得断裂韧度的计算更加精准。

第四节给出了不同面内拘束的 CT 试样裂纹长度、荷载—施力点位移曲线以及  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$  的计算结果。结果表明，随着面内拘束作用加强，荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线降低，延性断裂韧度  $J_{IC}$  减小。证明面内拘束的增强会降低材料的断裂韧性。

(3) 第五节通过分析断口微观形貌，明确 CT 试样微观断裂机理。结果表明随面内拘束作用加强，断裂机理从孔洞延性断裂经由韧性/脆性混合断裂转变为脆性断裂。



## 第4章 基于图像处理和声发射的断裂韧度试验阶段性分析

### 4.1 前言

断裂韧度试验过程一般分为三个阶段：裂纹萌生阶段、裂纹稳定扩展阶段以及裂纹失稳扩展阶段。对断裂韧度过程进行阶段性分析有助于明确裂纹演化过程，从而进一步了解断裂失效模式。此可通过声发射技术来实现，根据分析声发射参数在不同阶段表现出的特征差异性来确定裂纹变化所处阶段。然而，在试验早期，声发射信号经常被噪声信号所掩盖导致其特征参数维持在一个较低的水平，且变化不明显。因此需要借助图像处理技术，对试验早期阶段裂纹演化过程进行分析。

弹塑性断裂力学经典  $J$  积分断裂判据表示为： $J \geq J_{IC}$ 。其含义为，当构件或结构的裂纹扩展驱动力  $J$  达到材料的裂纹扩展阻力临界值，即延性断裂韧度  $J_{IC}$  时，构件或结构不能继续承受荷载而失效。在第3章中已经通过断裂韧度试验测定了不同面内拘束的 G20Mn5QT 延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。而通过阶段性分析，也可以确定出试样失效时刻，进而计算出对应的  $J$  积分。此值与  $J_{IC}$  具有相同的理论意义，因此可以确定出基于图像处理技术和声发射技术的断裂判据，并与经典断裂判据进行对比，确定其工程适用性。

本章选取幅值、累积计数和累积能量这三个声发射参数，通过分析其在裂纹扩展阶段表现出的明显特征差异性，同时利用图像处理技术对 CT 试样表面裂纹不同时刻下裂纹扩展长度进行测量，确定预制疲劳裂纹开裂时刻和裂纹萌生时刻，从而对 G20Mn5QT 不同面内拘束的 CT 试样断裂韧度试验过程进行阶段性分析，明确其裂纹演化过程。结合荷载—位移曲线，计算得到不同阶段分界点的断裂韧度，将裂纹进入稳定扩展时所对应的断裂韧度定义为  $J_{IPAE}$ ，建立基于图像处理技术和声发射技术的断裂判据  $J \geq J_{IPAE}$ ，并与经典  $J$  积分断裂判据  $J \geq J_{IC}$  进行对比，分析其合理性和可行性。

### 4.2 断裂韧度试验阶段性分析

#### 4.2.1 图像处理技术分析裂纹演化过程

图 4-1 是编号为 A04B15 的 CT 试样裂纹演变过程。图 4-1(a) 为试样初始状态，可以清楚地看到裂纹尖端和侧槽根部（中间白线）。随着荷载的增大，突然

开裂,如图 4-1(b)所示,代表预制疲劳裂纹的张开。继续施加荷载,裂纹长度出现了小幅度的增加,如图 4-1(c)所示,代表裂纹的萌生。随后裂纹扩展,直至试验结束,如图 4-1(d)所示。

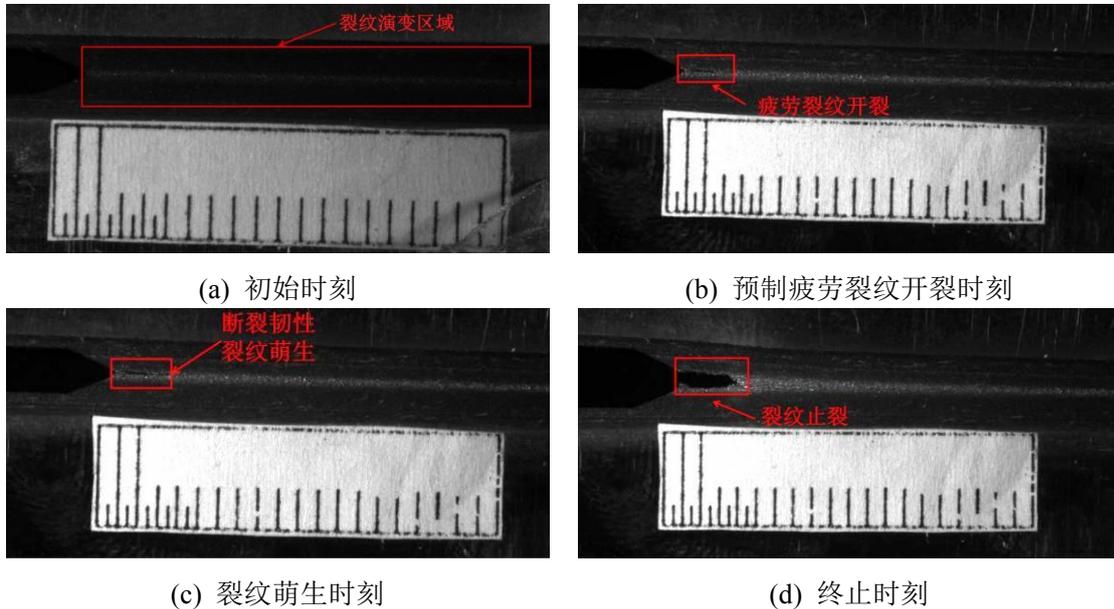


图 4-1 裂纹演变过程 (编号: A04B15)

为了确定预制疲劳裂纹开裂时间和裂纹萌生时间,以便后续利用声发射参数对断裂韧性试验早期进行裂纹演变过程的分析,需要利用图像处理技术测量裂纹扩展长度,通过裂纹扩展长度的突变来确定预制疲劳裂纹开裂和裂纹萌生所对应的时间。

利用图像处理技术测量裂纹扩展长度的方法为:选取裂纹演变区域,如图 4-1(a)所示,通过设置适当的阈值将其转换为二元图,以确定裂纹尖端坐标。考虑到裂纹并非严格平直,因此,将裂纹长度定义为利用裂纹尖端坐标计算的欧式距离在初始裂纹表面上的投影长度。试样表面比例尺的作用为提供图上尺寸与真实尺寸的转换因子,以此计算真实裂纹长度。

不同面内拘束的 CT 试样表面利用图像处理技术测得的预制疲劳裂纹长度  $a_{p,IP}$  及开裂时间  $t_{p,IP}$ , 裂纹萌生长度  $a_{iC,IP}$  及时间  $t_{iC,IP}$  如表 4-1 所示。由于试验测得的预制疲劳裂纹长度即为利用九点平均法测量的初始裂纹长度  $a_0$  减去台阶高度  $h$  和机械加工缺口长度  $l_n$  之和,  $h$  和  $l_n$  如第 2 章 2.2.2.2 节表 2-1 所示。而  $a_0$  应当选取 CT 试样表面,即九点平均法中“1”点位置的裂纹长度,如 2.4.1 节图 2-9(b) 所示。将利用图像处理技术测得的  $a_{p,IP}$  与利用试验测得  $a_p$  的进行对比,验证图像处理测量裂纹的准确性。其结果也汇总于表 4-1 之中。

表 4-1 不同面内拘束的 CT 试样预制疲劳裂纹，萌生裂纹的长度及对应时间

试样 编号	预制疲劳裂纹开裂阶段				裂纹萌生阶段	
	实测值	图像处理值	相对误差	对应时刻	图像处理值	对应时刻
	$a_p$ (mm)	$a_{p,IP}$ (mm)	(%)	$t_{p,IP}$ (s)	$a_{IC,IP}$ (mm)	$t_{IC,IP}$ (s)
A04B15	1.845	1.753	4.986	89.2	1.765	240.1
A05B15	2.865	2.804	2.129	78.4	2.822	223.8
A06B15	3.011	3.046	1.162	39.6	3.063	137.6
A07B15	2.766	2.744	0.795	71.5	2.752	178.4

由表 4-1 可知，实测值与图像处理计算得到之间的误差不超过 5%，证明利用图像处理技术测量裂纹长度精度满足要求。由于在预制疲劳裂纹开裂时刻和裂纹萌生时刻，裂纹长度发生了突变，由此可以确定预制疲劳裂纹开裂阶段和裂纹萌生阶段。

考虑到利用图像处理技术计算得到的为 CT 试样表面裂纹，而表面裂纹很短，无法对裂纹扩展阶段进行分析，因此只可以确定出预制疲劳裂纹开裂阶段和裂纹萌生阶段。

### 4.2.2 声发射技术分析裂纹演化过程

裂纹演变过程其实是损伤累积过程。因此选用累积计数和累积能量这两个声发射参数，对裂纹演化过程进行分析。除此之外，幅值也被广泛用于材料断裂韧性的研究之中，因此也引入幅值这一参数。编号为 A04B15 的 CT 试样累积计数、累积能量与幅值—时间关系曲线与荷载—位移曲线绘制在图 4-2 中，以此分析裂纹演化过程。

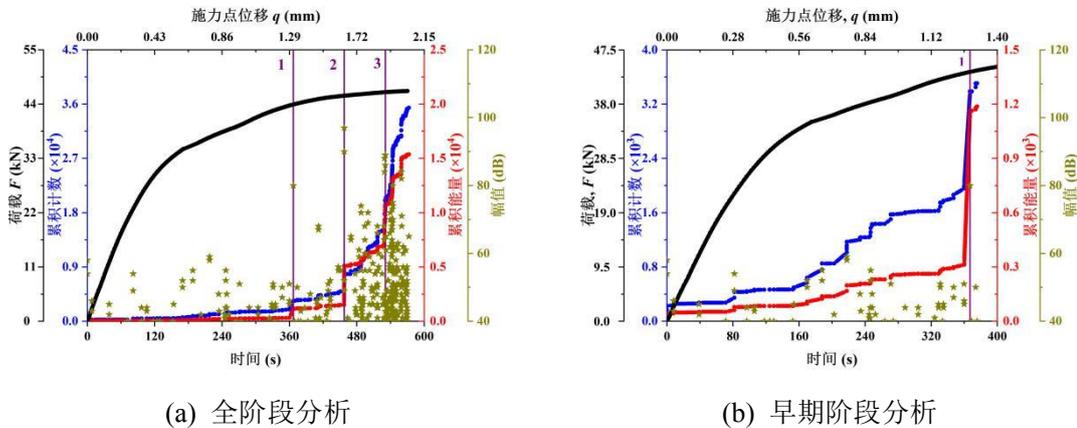


图 4-2 协同性分析（编号：A04B15）

由图 4-2 可知，在“1”点之前，累积计数、累积能量以及幅值都很小，无法观测到他们的变化，这也解释了引入图像处理技术对试验早期的裂纹演化过程进行分析的必要性。然而，“1”点出现了一定程度的突变，此后“2”点和“3”点出现更大程度的突变现象。试验中后期，也就是裂纹扩展阶段，声发射参数活跃性明显增强，证明利用声发射来对裂纹扩展阶段进行更加细致的研究是合理的。

### 4.2.3 基于图像处理和声发射的阶段分析

将图像处理技术与声发射技术相结合，可以对断裂韧性试验进行详细的阶段性分析。不同面内拘束的 CT 试样分析结果如图 4-3 所示。

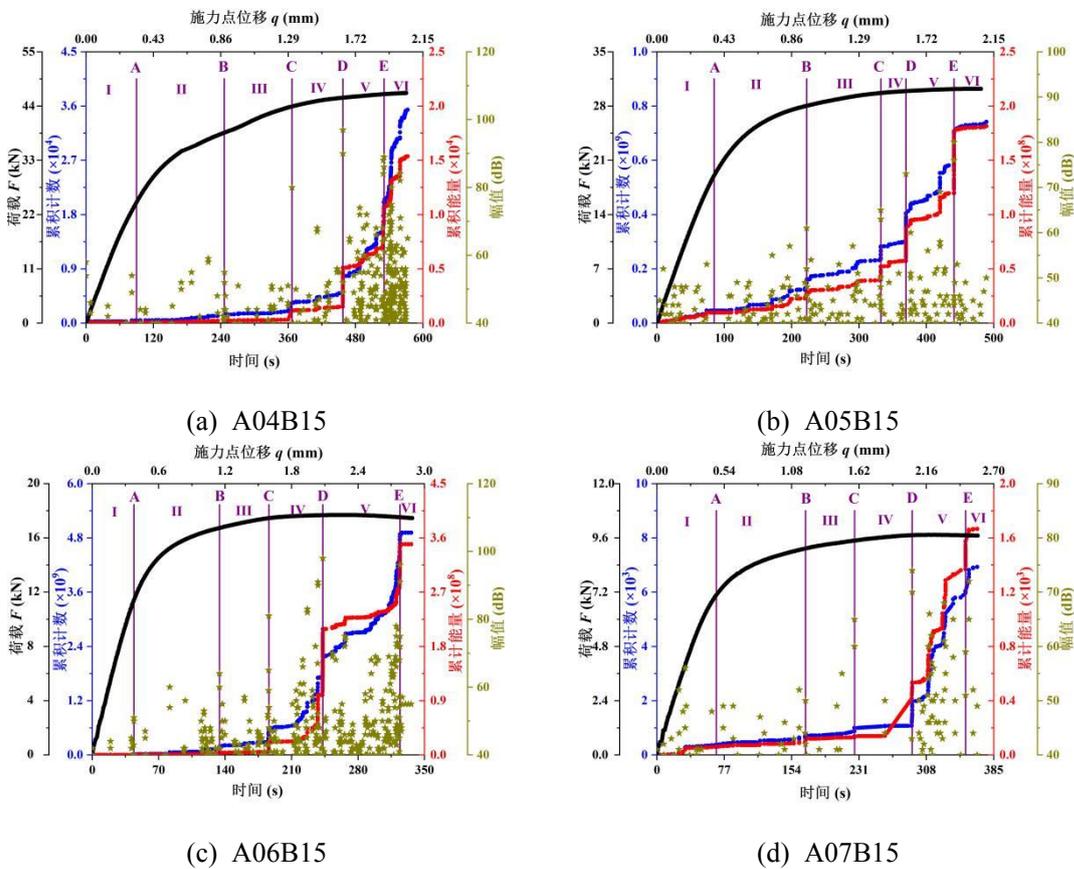


图 4-3 不同面内拘束的 CT 试样断裂韧性试验阶段性分析

由图 4-3 可知，断裂韧性试验可分为六个阶段。其中阶段 I 和阶段 II 是由图像处理技术确定的，A 点与 B 点所对应的时刻如表 4-1 所示。

阶段 I：预制疲劳裂纹开裂阶段（或弹性变形阶段）

该阶段的荷载随位移增大而线性增长，证明此时 CT 试样处于弹性阶段；声发射幅值较低，累积计数与累积能量较低。该阶段结束点为 A 点，代表预制疲

劳裂纹开裂点。

#### 阶段 II：裂纹萌生阶段

该阶段荷载一位移曲线进入塑性阶段，荷载增长幅度较快，证明 CT 试样开始屈服；声发射幅值逐渐增大，累积计数与累积能量略有增加，但增幅不明显。该阶段结束点为 B 点，代表裂纹萌生点。

#### 阶段 III：裂纹缓慢扩展阶段

该阶段荷载一位移曲线处于塑性阶段，荷载增长幅度较缓慢；声发射幅值与阶段 II 相比相差不大，但累积计数与累积能量有一定程度的增加。该阶段结束点为 C 点，代表裂纹从缓慢扩展阶段向稳定扩展阶段过渡。

#### 阶段 IV：裂纹稳定扩展阶段

该阶段荷载一位移曲线处于塑性阶段，荷载增长幅度缓慢；声发射幅值与阶段 III 相比没有明显提升，但累积计数与累积能量有显著的增加。该阶段结束点为 D 点，代表裂纹从稳定扩展阶段向快速扩展阶段过渡。

#### 阶段 V：裂纹快速扩展阶段

该阶段荷载一位移曲线处于塑性阶段，荷载增长幅度愈加缓慢；声发射幅值突增且密集，累积计数与累积能量也有多次突变。该阶段为声发射活动最为活跃。该阶段结束点为 E 点，代表裂纹从快速扩展阶段向失稳扩展阶段过渡。

#### 阶段 VI：裂纹失稳扩展阶段

该阶段很短暂，荷载一位移曲线处于塑性阶段，荷载增幅几乎为 0 且出现上下震荡，荷载值不稳定的现象，该阶段的 CT 试样已不能继续承载。

### 4.2.4 基于声发射 $b$ 值的阶段性分析

本节引入阶段性分析常用参数  $b$  值，来验证基于图像处理技术和声发射技术的断裂韧度试验阶段性分析的准确性。

经典声发射  $b$  值的计算公式如式(4-1)所示：

$$\log_{10} N = a - b \times \left( \frac{A_{\text{dB}}}{20} \right) \quad (4-1)$$

其中： $A_{\text{dB}}$  为声发射幅值； $N$  为每  $n$  个声发射事件中，幅值不小于  $A_{\text{dB}}$  的累积声发射事件数，通常  $n=100$ ； $b$  为经典声发射  $b$  值； $a$  为拟合参数。

$b$  值在不同加载阶段所拟合出的数值也不同，因此可被用来对不同材料，如混凝土<sup>[157]</sup>、钢筋混凝土<sup>[158]</sup>、岩石<sup>[159]</sup>等材料的断裂试验过程进行阶段性分析，明确其失效模式。

式(4-1)是基于大量统计数据的经验公式。回归分析中使用的数据点越少，即  $n$  越大，收敛速度慢且质量低；数据点越多，即  $n$  越小，收敛速度快且质量高。

因此，以编号为 A04B15 的 CT 试样为例，分析经典声发射  $b$  值在不同  $n$  值选取下随时间的变化规律。

图 4-4(a)和图 4-4(b)分别为  $n=3$  和  $n=33$  情况下经典声发射  $b$  值随时间的变化规律。由于 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性试验采集到的声发射试件数只有 400–500 个，若选取  $n=100$ ，只可以得到 4–5 个  $b$  值，无法进行分析。

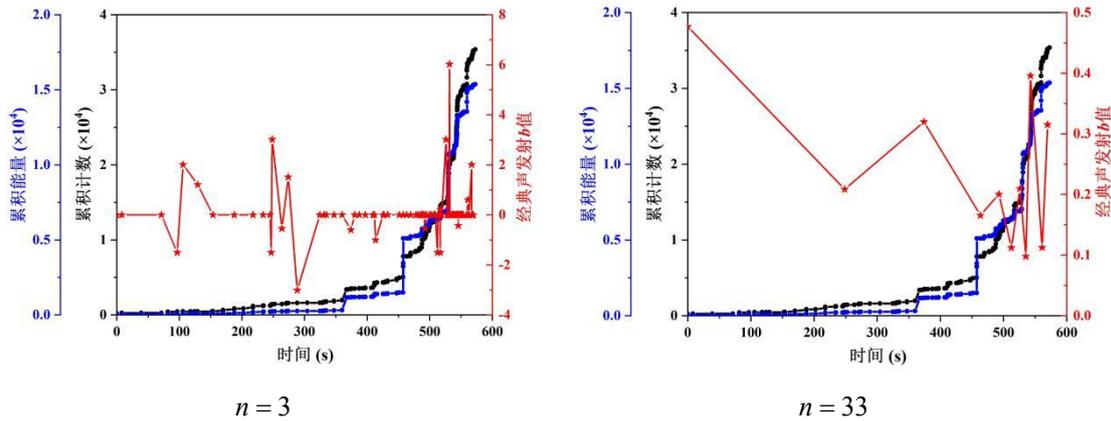


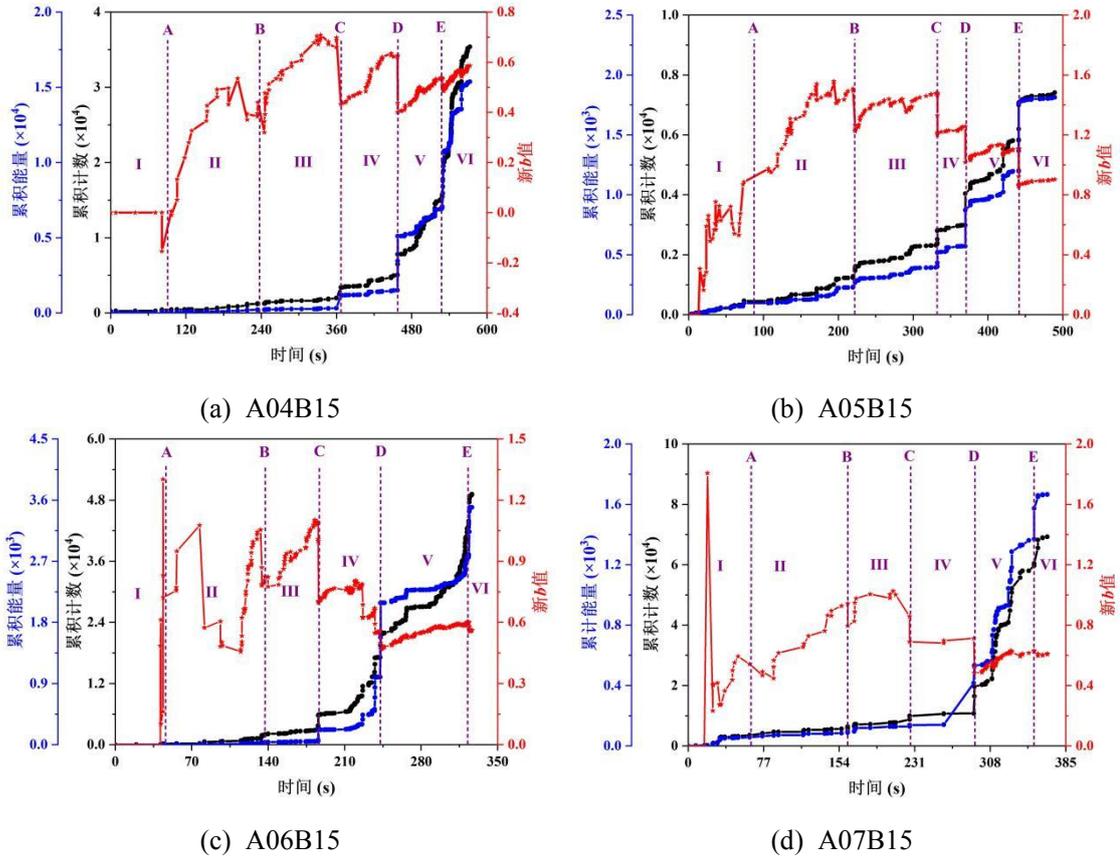
图 4-4 经典声发射  $b$  值在不同  $n$  值选取下随时间的变化规律（编号：A04B15）

图 4-4 结果表明，随  $n$  值的增大，数据点减少，其阶段性特征越不明显。但当  $n=3$  时， $b$  值震荡次数多且幅度大，受噪声影响很大。且两者与累积计数和累积能量都不对应，因此经典声发射  $b$  值并不适用于 G20Mn5QT 铸钢材料的断裂韧性试验阶段性分析。

为了解决经典声发射  $b$  值的局限性，Xu 等人<sup>[160]</sup>提出了新  $b$  值的概念，即抛弃  $n$  值，不再局限于一定范围内声发射事件的回归分析，而是所有声发射事件均参与拟合。新  $b$  值的优点如下：

- (1) 可以在一定程度上减少噪声的干扰。
- (2) 增加回归分析的收敛性。
- (3) 体现了加载过程的连续性。

将不同面内拘束的 CT 试样的新  $b$  值—时间曲线与累积计数、累积能量—时间曲线绘制在图 4-5 中，以此验证基于图像处理技术和声发射技术阶段性分析的准确性。

图 4-5 不同面内拘束的 CT 试样新  $b$  值随时间的变化规律

由图 4-5 可知，新  $b$  值与累积计数、累积能量随时间的变化规律一致，在裂纹扩展阶段（III、IV、V、VI 阶段），累积计数和累积能量的突升对应着新  $b$  值的突降。证明利用声发射累积参数进行断裂韧度试验裂纹扩展阶段的分析是合理的。在弹性变形阶段（I 阶段），累积计数和累积能量变化很小，此时新  $b$  值出现了剧烈的震荡，尤其是 A06B15 和 A07B15 两个试样，这是噪声信号的影响导致的。在裂纹萌生阶段（II 阶段），四个试样的新  $b$  值所表现出来的特征均不相同，因此无法根据新  $b$  值来确定裂纹萌生时刻，证明引入图像处理技术分析预制疲劳裂纹开展和裂纹萌生的必要性。

### 4.3 基于图像处理和声发射的断裂准则

根据 4.2.3 节阶段性分析可知，裂纹扩展阶段可以进一步分为缓慢扩展、稳定扩展和快速扩展以及失稳扩展四个阶段。由于失稳扩展代表试样已接近断裂，因此并没有对此阶段进行过多的分析。表 4-2 列出了不同面内拘束的 CT 试样在各阶段经历时间以及平均裂纹扩展速率。缓慢扩展、稳定扩展以及快速扩展三个阶段的裂纹扩展平均速率依次提升。这也证明了阶段命名的正确性。

表 4-2 不同面内拘束的 CT 试样在裂纹扩展经历时间以及平均裂纹扩展速率

试样编号	阶段编号	经历时间 $t$ (s)	裂纹扩展平均速率 $v$ (mm/s)
A04B15	III	127.1	8.4E-4
	IV	91.2	1.9E-3
	V	72.4	7.1E-3
A05B15	III	187.8	1.0E-3
	IV	36.8	2.4E-3
	V	72.1	5.6E-3
A06B15	III	88.4	1.5E-3
	IV	56.7	5.6E-3
	V	80.8	8.9E-3
A07B15	III	119.7	3.7E-4
	IV	66	1.5E-3
	V	60.8	3.4E-3

断裂韧性试验一共分为六个阶段，共有 5 个分界点，将不同面内拘束的 CT 试样各阶段分界点的施力点位移、荷载、裂纹长度以及  $J$  积分汇总于表 4-3 中。

表 4-3 不同面内拘束的 CT 试样各阶段分界点的施力点位移、荷载、裂纹长度以及  $J$  积分

试样编号	分界点	施力点位移	荷载	裂纹扩展长度	$J$ 积分
		$q$ (mm)	$F$ (kN)	$\Delta a$ (mm)	(kJ/mm <sup>2</sup> )
A04B15	A	0.323	24.733	0	0
	B	0.884	38.659	0.022	92.319
	C	1.316	43.698	0.126	189.311
	D	1.642	45.582	0.297	246.707
	E	1.906	46.239	0.811	328.734
A05B15	A	0.364	18.872	0	0
	B	0.959	28.036	0.027	89.221
	C	1.433	29.720	0.217	176.360
	D	1.592	29.967	0.305	198.307
	E	1.894	30.136	0.707	263.683

表 4-3 (续)

试样编号	分界点	施力点位移	荷载	裂纹扩展长度	$J$ 积分
		$q$ (mm)	$F$ (kN)	$\Delta a$ (mm)	(kJ/mm <sup>2</sup> )
A06B15	A	0.371	11.265	0	0
	B	1.153	16.694	0.020	61.760
	C	1.598	17.458	0.154	135.787
	D	2.084	17.702	0.474	213.980
	E	2.777	17.554	1.192	306.174
A07B15	A	0.479	7.044	0	0
	B	1.194	9.123	0.022	62.421
	C	1.589	9.466	0.066	98.981
	D	2.052	9.697	0.167	137.202
	E	2.472	9.728	0.373	182.664

注：A 点和 B 点的裂纹扩展长度通过图像处理技术测量得到，C 点、D 点和 E 点的裂纹长度根据第 3 章 3.2.2 节的迭代程序计算得到， $J$  积分利用 3.4.2 节表 3-3 中的  $J-R$  曲线参数  $C_1$ 、 $C_2$  计算得到

弹塑性断裂力学经典  $J$  积分断裂判据表示为： $J \geq J_{IC}$ 。其含义为，当构件或结构的裂纹扩展驱动力  $J$  达到材料的裂纹扩展阻力临界值，即延性断裂韧度  $J_{IC}$  时，构件或结构无法继续承受荷载而失效。

将上表  $J$  积分与第 3 章 3.4.2 节表 3-3 中的延性断裂韧度  $J_{IC}$  进行对比，可发现当  $J = J_{IC}$  时，此时裂纹已处于稳定扩展甚至是快速扩展阶段。裂纹扩展速率较大，已处于不安全范围。若将此值应用于工程实际中，会引起安全隐患。因此作者将试样进入稳定扩展阶段，即分界点 C 所对应的断裂韧度  $J_{IPAE}$  作为临界值。将不同面内拘束的 CT 试样裂纹稳定扩展点断裂韧度  $J_{IPAE}$  与延性断裂韧度  $J_{IC}$  进行对比，如表 4-4 所示。

表 4-4 裂纹稳定扩展点断裂韧度  $J_{IPAE}$  与延性断裂韧度  $J_{IC}$  对比结果

试样编号	裂纹稳定扩展点断裂韧度 $J_{IPAE}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	延性断裂韧度 $J_{IC}$ (kJ/m <sup>2</sup> )	相对误差 (%)
A04B15	189.311	247.853	23.620
A05B15	176.360	191.561	7.935
A06B15	135.787	173.734	21.842
A07B15	98.981	161.172	38.587

由表 4-4 可知, 裂纹稳定扩展点断裂韧度  $J_{IPAE}$  比延性断裂韧度  $J_{IC}$  小 7%–40%。延性断裂韧度  $J_{IC}$  偏大, 过高的估计了材料抵抗裂纹扩展的能力。而利用图像处理技术和声发射技术相结合的方式计算得到的裂纹稳定扩展点断裂韧度  $J_{IPAE}$ , 更能反映材料的韧性性能, 因此实际工程中宜采用  $J \geq J_{IPAE}$  这一断裂准则。

#### 4.4 本章小结

本章将图像处理技术和声发射技术相结合, 提出一种对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧度试验阶段性分析的方法, 基于此, 对弹塑性断裂力学经典  $J$  积分断裂判据进行修正。其主要研究内容和所得结论如下所示:

(1) 第二节介绍了利用图像处理技术测量裂纹长度, 以确定预制疲劳裂纹开裂以及裂纹萌生时刻。通过分析累积计数、累积能量和幅值这三个声发射参数, 对裂纹扩展过程进行详细的划分。对不同面内拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度试验进行阶段性分析, 其裂纹演变过程可分为预制疲劳裂纹开裂—裂纹萌生—裂纹缓慢扩展—裂纹稳定扩展—裂纹快速扩展—裂纹失稳扩展这六个阶段。将其与基于声发射  $b$  值的阶段性分析进行对比, 结果表明基于图像处理技术和声发射技术的断裂韧度试验阶段性分析更加准确。

(2) 第三节计算了不同面内拘束 CT 试样各阶段分界点断裂韧度, 发现当  $J = J_{IC}$  时, 此时裂纹已处于稳定扩展甚至是快速扩展阶段, 已处于不安全范围。因此将裂纹稳定扩展点断裂韧度  $J_{IPAE}$  作为临界值, 该值比由试验测定的延性断裂韧度  $J_{IC}$  小 7%–40%。 $J_{IPAE}$  更能准确反映材料抵抗断裂的能力, 因此实际工程中宜采用  $J \geq J_{IPAE}$  这一断裂准则。

## 第 5 章 不同面内/面外拘束的 G20Mn5QT 断裂韧度预测

### 5.1 引言

第 3 章针对 G20Mn5QT 铸钢材料, 利用规则化法, 测定不同面内拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。可以发现, 规则化法虽然操作简便, 只需荷载一位移曲线即可预测裂纹长度, 但数据处理繁琐。因此, 通过试验研究面内/面外拘束对材料断裂韧性的影响时, 试验量和数据量均较大。GTN 细观损伤模型是含微孔材料连续介质单元体的胞模型, 该模型从细观层面上分析了微孔洞形核, 相邻孔洞聚合形成微小裂纹, 微裂纹贯通形成宏观裂纹而导致试样无法承受载荷而断裂破坏的演化过程。GTN 模型可以直接描述试样裂纹尖端区域的损伤和断裂, 纳入了拘束对裂纹尖端应力应变场和材料损伤断裂行为的影响, 因而是解决拘束问题的细观损伤断裂的方法<sup>[126]</sup>。

GTN 模型有 9 个参数, 需要通过试验测定和数值模拟相结合的方法进行标定, 标定好的 GTN 模型可以用来预测不同试样形式不同拘束的  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ <sup>[70,126,138-143]</sup>。然而, 不同参数对试样的荷载一位移曲线和断裂韧性的影响尚不清楚。为了准确且快速的标定出 GTN 模型参数, 需要对其进行参数化分析。

本章利用 ABAQUS 有限元软件中内嵌的 GTN 模型, 首先对其进行参数化分析, 明确不同参数对试样荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线的影响。之后将有限元计算结果与试验测定结果相结合, 标定出 G20Mn5QT 铸钢材料的 GTN 模型参数。最后利用标定好的 GTN 模型对不同面内拘束、面外拘束以及面内/面外复合拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$  进行预测, 明确拘束对材料断裂韧性的影响。

### 5.2 GTN 有限元模型建立

#### 5.2.1 材料和试样

本章研究材料为 G20Mn5QT 铸钢材料, 其基本力学性能参数和真实应力—塑性应变曲线如第 2 章 2.2.4.1 节表 2-2 和图 2-5(b)所示, 试样形式为 CT 试样。试样宽度  $W$  保持不变, 通过改变裂纹长度  $a$  来达到改变面内拘束的目的; 通过改

变试样厚度  $B$  来达到改变面外拘束的目的；通过同时改变裂纹长度  $a$  和试样厚度  $B$  来达到面内面外拘束同时改变的目的。不同面内/面外拘束的 CT 试样几何尺寸如表 5-1 所示。其中，不同面内拘束的 CT 试样裂纹长度与第 2 章 2.4.1 节利用九点平均法测量得到的平行试样 2 的初始裂纹长度  $a_0$  相同，其余几何尺寸也与真实试样相同，以便将 GTN 模型预测的  $J-R$  曲线与试验得到的  $J-R$  曲线进行对比；不同面外拘束的 CT 试样以编号为 A05B15 为基准，只改变试样厚度  $B$ ，其余尺寸保持不变；面内面外拘束同时改变的 CT 试样以编号为 A07B15 为基准，同时改变裂纹长度  $a$  和试样厚度  $B$ ，其余尺寸保持不变。

表 5-1 不同面内/面外拘束的 CT 试样几何尺寸

拘束变化	试样编号	试样宽度	初始裂纹长度	面内拘束	试样厚度	面外拘束
		$W$ (mm)	$a_0$ (mm)	$a_0/W$	$B$ (mm)	$B/W$
面内拘束	A04B15	60	25.046	0.417	15	0.25
	A05B15		31.021	0.517		
	A06B15		37.561	0.626		
	A07B15		43.235	0.721		
面外拘束	A05B7.5	60	31.021	0.517	7.5	0.125
	A05B15				15	0.25
	A05B30				30	0.5
	A05B45				45	0.75
	A05B60				60	1
	Plane strain				0	0
面内/面外 复合拘束	A04B60	60	25.046	0.417	60	1
	A05B45		31.021	0.517	45	0.75
	A06B30		37.561	0.626	30	0.5
	A07B15		43.235	0.721	15	0.25

注：表格中蓝色字体的两个 CT 试样相同，红色字体的两个 CT 试样相同

## 5.2.2 模型细节

根据试样的对称性，选取四分之一的 CT 试样进行有限元建模，图 5-1(a)为编号为 A05B15 的 CT 试样有限元模型。采用线性减缩积分单元 (C3D8R)，单元个数为 33156 个，最小单元尺寸约为  $0.05\text{mm} \times 0.1\text{mm}$ ，最大单元尺寸约为  $2.25\text{mm} \times 2.5\text{mm}$ 。表 5-1 中其余试样与图 5-1(a)类似。

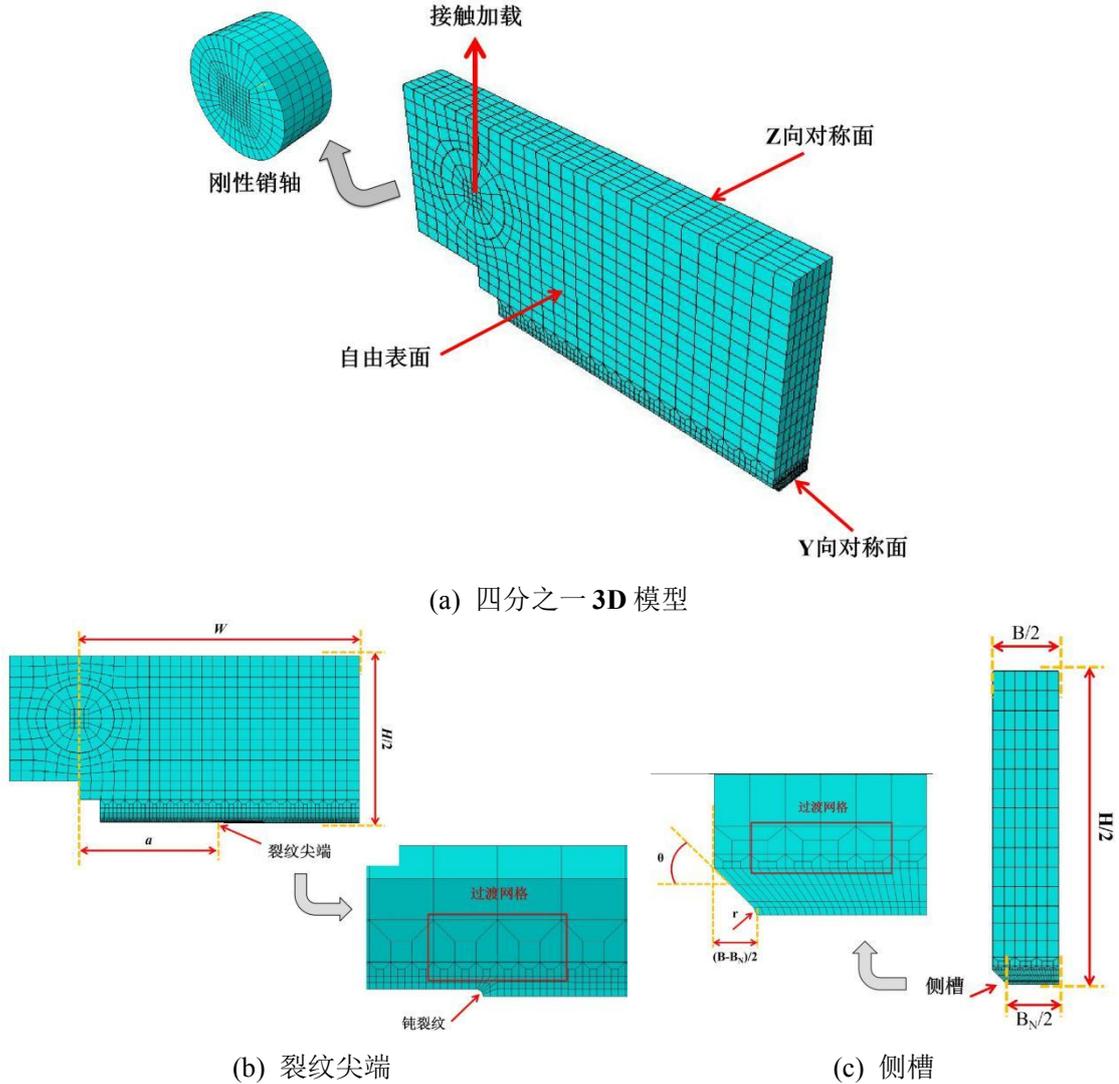


图 5-1 GTN 有限元模型（编号：A05B15）

### 5.2.2.1 裂纹尖端及侧槽

图 5-1(b)为 CT 试样裂纹尖端以及裂纹扩展区域网格划分。裂纹尖端采用初始根半径  $\rho_0 = 0.1\text{mm}$  的钝裂纹，裂纹扩展区域网格尺寸为  $0.1\text{mm} \times 0.1\text{mm}$ ，并采用“1 进 2”和“1 进 3”类型的过渡网格向  $Y$  方向延伸，该网格形式成功应用于多项研究之中<sup>[70,126,139]</sup>。图 5-1(c)为 CT 试样厚度方向上的网格划分。裂纹尖端所在面（即  $Y$  向对称面，如图 5-1(a)所示）的网格个数为 24 个， $Z$  向网格尺寸为  $0.25\text{mm}$ 。侧槽区域内  $((B - B_N)/2)$  的网格个数和  $Z$  向网格尺寸保持不变，之后采用“1 进 2”类型过渡网格向  $Y$  方向延伸。

### 5.2.2.2 加载方式

CT 试样通过刚性销轴与销孔之间的面面接触进行加载，接触类型为无摩擦硬接触，采用位移控制加载，位移施加在刚性销轴质心处，如图 5-1(a)所示。采用自动分析步，利用 ABAQUS/Explicit 求解器求解，开启几何大变形，即“NLGEOM=on”，勾选状态参量 STATUS。为了提高计算效率，采用质量放大的方法。经过多次试算，将质量放大1000倍时，动能与内能之比稳定在0.2%左右，动态效应很小，计算效率较高，精度满足要求。

### 5.2.2.3 输出参数

模型运行完成之后，需要提取每一分析步的刚性销轴质心位置处的荷载  $F$  和施力点位移  $q$ 。由于动态分析步步长很小，导致分析步数量庞大，为了节省磁盘空间，只需输出 200 个分析步的参数即可。

## 5.3 $J-R$ 曲线计算方法

### 5.3.1 修正裂纹长度 $a_c$

当某一网格的孔洞体积分数  $f^*$  达到失效孔洞体积分数  $f_f$  时，该网格失效，状态变量 STSTATUS 会将失效的网格自动删除，如图 5-2(a)所示。因此，可以通过读取失效网格的数量来获得每一分析步的裂纹长度。另外，为了考虑裂尖钝化的影响，如图 5-2(b)所示，对裂纹长度进行修正，如式(5-1)所示<sup>[126]</sup>：

$$a_c = n \times l + CTOD/2 \quad (5-1)$$

其中： $n$  为失效网格数量； $l$  为失效网格尺寸， $l = 0.1\text{mm}$ ；CTOD 为裂纹尖端张开位移，如图 5-2(b)所示； $a_c$  为修正裂纹长度。

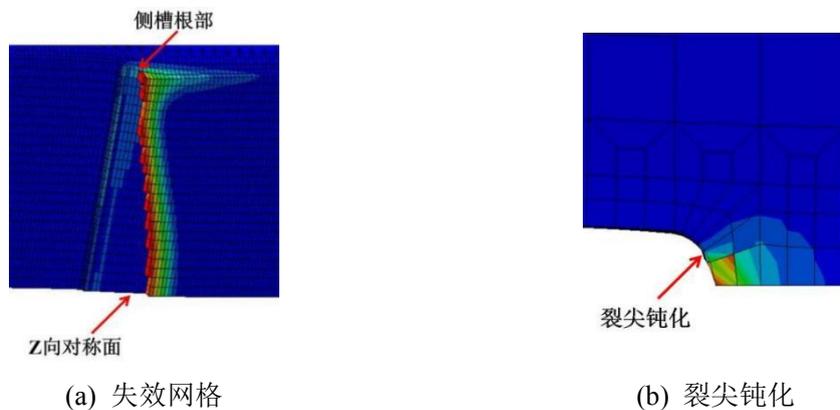


图 5-2 修正裂纹长度  $a_c$  的计算

### 5.3.2 $J$ 积分

在确定每一分析步下荷载  $F$ 、施力点位移  $q$  以及修正裂纹长度  $a_c$  之后, 利用第 3 章 3.3.3 节所述方法对  $J$  积分进行计算。需要注意的是, 第 3 章 3.2.3 节式(3-9)中的塑性因子  $\eta$ , 仅适用于不同面内拘束的 CT 试样。因此本节针对面外拘束对 CT 试样塑性因子  $\eta$  的影响进行补充。不同面外拘束的 CT 试样几何尺寸如表 5-2 所示。

表 5-2 不同面外拘束的 CT 试样几何尺寸

试样 编号	试样宽度 $W$ (mm)	初始裂纹长度 $a_0$ (mm)	试样厚度 $B$ (mm)	面外拘束 $B/W$
CT7.5	60	30	7.5	0.125
CT15			15	0.25
CT30			30	0.5
CT45			45	0.75
CT60			60	1
Plane strain			0	0

不同面外拘束的 CT 试样塑性因子  $\eta$  表达式的有限元模型与第 3 章 3.2.1 节图 3-1 类似, 与 3.2.2 节所介绍的计算方法相同。因此本节只给出拟合结果, 如式(5-2)所示:

$$\eta = 2.406 - 2.085 \left( \frac{a}{W} \right) + 3.659 \left( \frac{a}{W} \right)^2 - 1.937 \left( \frac{a}{W} \right)^3 \quad (5-2)$$

面内面外拘束同时改变的 CT 试样的塑性因子  $\eta$  利用式(3-9)和本节式(5-2)进行插值计算。

$J-R$  曲线及延性断裂韧度  $J_{IC}$  利用第 3 章 3.3.3 节所述方法进行计算。

## 5.4 GTN 模型参数化分析及标定

根据第 1 章 1.2.4 节所述内容, GTN 模型共有 9 个参数, 可分为四类: 模型本构参数  $q_1$ 、 $q_2$ 、 $q_3$ ; 孔洞形核参数  $\varepsilon_N$ 、 $S_N$ 、 $f_N$ ; 初始孔洞体积分数  $f_0$  和孔洞演化临界参数  $f_c$ 、 $f_F$ 。现将部分国内外学者识别的不同材料的 GTN 模型参数总结在表 5-3 中。由表中数据可知, 对于大多数材料而言, 模型本构参数  $q_1 = 1.5$ 、 $q_2 = 1$ 、 $q_3 = q_1^2 = 2.25$ ; 孔洞形核参数  $\varepsilon_N = 0.3$ 、 $S_N = 0.1$ , 而其余四个参数  $f_0$ 、

$f_N$ 、 $f_c$ 和 $f_F$ 由于材料不同导致取值差异很大。

表 5-3 不同材料的 GTN 模型参数

作者	材料	$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\varepsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
Samal <sup>[138]</sup>	A508	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.005	0.008	0.05	0.3
	Alloy82	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.004	0	0.05	0.3
	Alloy182	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.001	0.008	0.05	0.3
	316L	1.5	1	2.25	0.3	0.1	1E-6	0.0055	0.05	0.3
杨杰 <sup>[126]</sup>	A508-3	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.0002	0.002	0.04	0.17
Han <sup>[139]</sup>	API X65	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.00015	0.04	0.13	0.15
李相清 <sup>[140]</sup>	SA508-III	1.65	0.86	2.7225	0.3	0.1	0	0.0023	0.005	0.055
陈茂明 <sup>[141]</sup>	Q345B	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.0025	0.03	0.15	0.25
Zhao <sup>[142]</sup>	CrMoV	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.0005	0.07	0.03	0.45
Qiang <sup>[143]</sup>	X80	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.00025	4.77E-5	0.2	0.2
Liu <sup>[70]</sup>	API X80	1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.0002	0.0002	0.10	0.36

GTN 模型参数的确定，一般采用将有限元模拟计算与试验测得的荷载一位移曲线和  $J-R$  曲线进行对比，若两者吻合，则该组参数为材料的 GTN 模型参数。因此，为了可以快速且精准地确定材料的 GTN 模型参数，本节采用单一变量控制方法，详细研究  $f_0$ 、 $f_N$ 、 $f_c$ 和 $f_F$ 在不同取值下，荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线的变化趋势。

参数化分析采用编号为 A05B15 的 CT 试样模型，采用位移控制加载，在刚性销轴质心处沿  $Y$  轴正方向施加 2mm 的位移。由于 CT 试样的对称性，建立四分之一模型。因此，全模型的荷载和位移为四分之一模型的 2 倍。后续参数化分析过程以及所得结果均基于全模型。

#### 5.4.1 初始孔洞体积分数 $f_0$

保持 GTN 模型其余 8 个参数不变，仅改变初始孔洞体积分数  $f_0$ ，研究在不同  $f_0$ 取值下，荷载一位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹从启裂到扩展直至止裂的变化规律。GTN 模型参数取值如表 5-4 所示，荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线如图 5-3(a)和图 5-3(b)所示，裂纹启裂、止裂以及扩展参数如表 5-5 所示。

表 5-4  $f_0$  变化时 GTN 模型参数

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\varepsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
					0.01			
					0.0075			
1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.005	0.001	0.05	0.3
					0.0025			
					0			

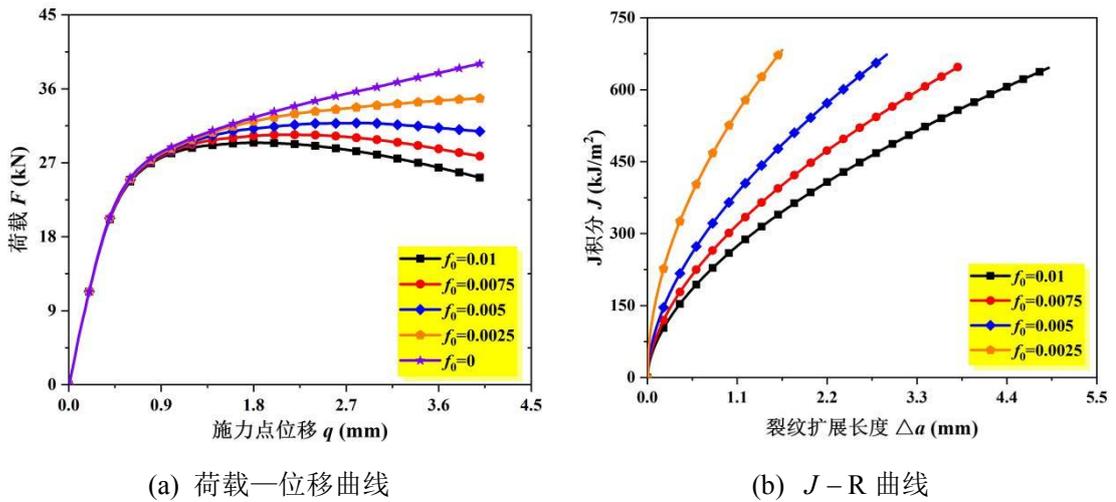


图 5-3  $f_0$  变化时荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线变化规律

由图 5-3 可知，改变  $f_0$  取值，荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线均有明显变化，表明材料性能曲线对初始孔洞体积分数  $f_0$  十分敏感。降低  $f_0$  的取值会显著提高荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线。值得注意的是，当  $f_0 = 0$  时，没有  $J-R$  曲线；当  $f_0$  取值逐渐增大时，荷载一位移曲线出现了下降段。该现象的出现，可以通过分析裂纹演变规律来解释。

由表 5-5 可知，随  $f_0$  取值的减小，裂纹启裂时刻对应的位移和荷载逐渐增大，证明  $f_0$  越小，启裂越困难，以至于当  $f_0 = 0$  时，模型没有启裂，所以无法获得  $J-R$  曲线。表 5-1 中李相清<sup>[140]</sup>研究 SA508-III 材料时， $f_0$  设定为 0，此时临界孔洞体积分数  $f_c$  很小，才能使模型启裂并扩展。 $f_c$  的参数分析将在 5.4.3 节中具体介绍。当位移达到 4mm 时，模拟完成，裂纹止裂，裂纹止裂时刻的荷载随  $f_0$  的减小而增大。将荷载一位移曲线下的面积作为材料对裂纹扩展阻碍作用的指标，该面积越大，证明阻碍作用越大，裂纹扩展越困难，裂纹扩展长度越小；同时材料克服阻力做功增多，从而导致  $J$  积分增大。因此随  $f_0$  取值的减小，裂纹扩展长度缩短， $J$  积分增大。高  $f_0$  值模型的荷载一位移曲线出现下降段正是由于裂纹扩展阻碍作

用的降低，导致模型屈服范围增大，屈服时刻提前，荷载减小，曲线下降。

初始孔洞体积分数  $f_0$  与材料中的第二相粒子以及夹杂物有关， $f_0$  越小，第二相粒子及夹杂物越少，材料越致密，孔洞形核越困难，裂纹扩展阻力作用越强，因此  $J-R$  曲线越高。对于 G20Mn5QT 铸钢材料而言，在浇铸过程中不可避免的会出现缺陷，因此在该材料的 GTN 模型参数标定中，应适当降低  $f_0$  的取值，先选取  $f_0 = 0.005$ ，当有限元模拟结果与试验结果相近时，再细调  $f_0$  的取值。

表 5-5  $f_0$  变化时裂纹启裂、止裂以及扩展参数

$f_0$	裂纹启裂时刻		裂纹止裂时刻		荷载—位移 曲线面积 $A$ (kN·mm)	裂纹 扩展长度 $\Delta a$ (mm)	$\Delta a = 1.5\text{mm}$ $J$ 积分 (kJ/m <sup>2</sup> )
	位移	荷载	位移	荷载			
	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$q$ (mm)	$F$ (kN)			
0.01	1.02	28.220	4	25.198	104.251	4.908	327.259
0.0075	1.12	28.933	4	27.792	108.563	3.813	379.821
0.005	1.28	29.887	4	30.821	113.243	2.929	459.924
0.0025	1.60	31.443	4	34.821	118.596	1.646	649.574
趋势	增大	增大	—	增大	增大	减小	增大

#### 5.4.2 孔洞形核粒子体积分数 $f_N$

保持 GTN 模型其余 8 个参数不变，仅改变孔洞形核粒子体积分数  $f_N$ ，研究在不同  $f_N$  取值下，荷载—位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹从启裂到扩展直至止裂的变化规律。GTN 模型参数取值如表 5-6 所示，荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线如图 5-4(a)至图 5-4(d)所示，裂纹启裂、止裂以及扩展参数如表 5-7 所示。

表 5-6  $f_N$  变化时 GTN 模型参数

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\epsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
						0.00001		
						0.0001		
						0.001		
						0.01		
1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.005	0.025	0.05	0.3
						0.05		
						0.075		
						0.1		

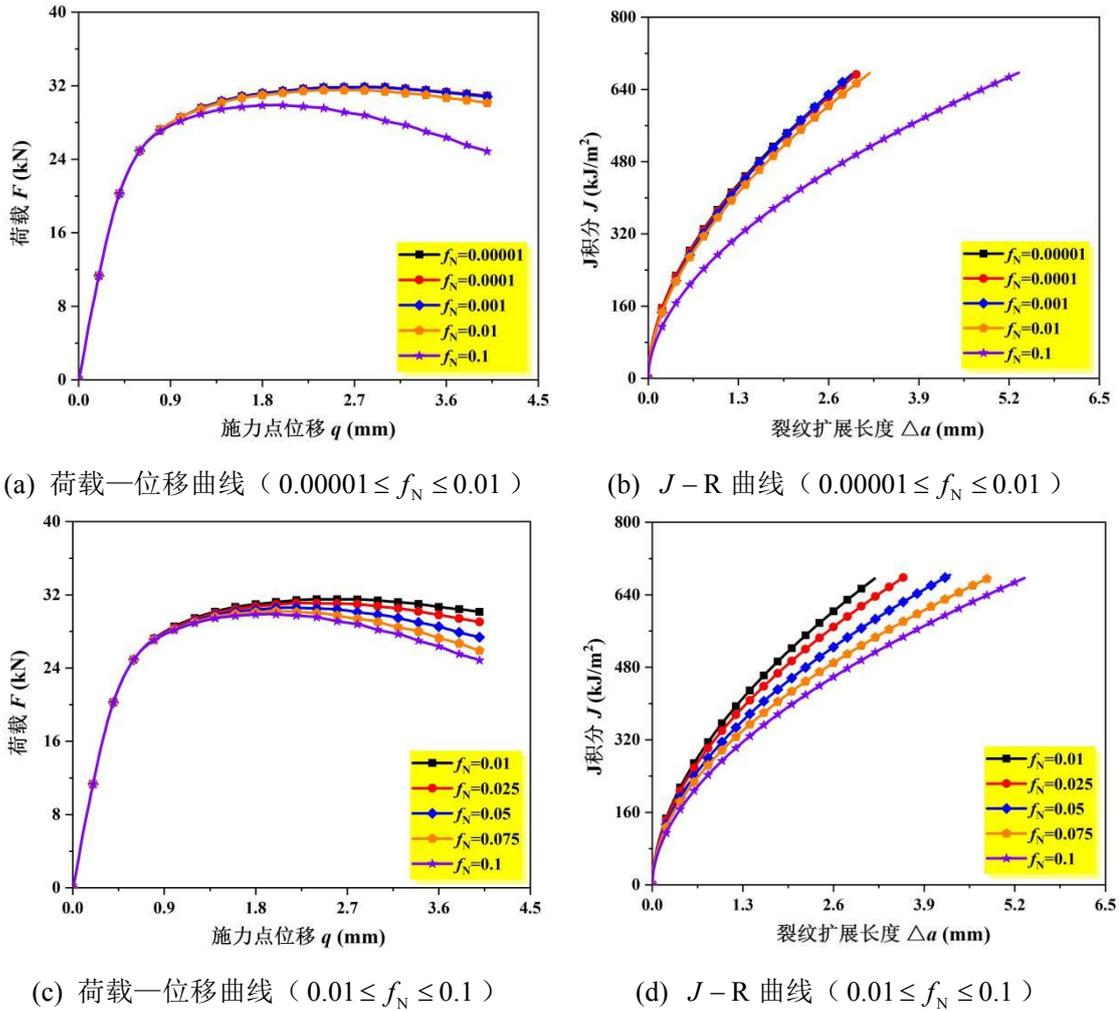


图 5-4  $f_N$  变化时荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线变化规律

由图 5-4(a)和图 5-4(b)可知，当  $0.00001 \leq f_N \leq 0.01$  时，荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线基本不变，表明低  $f_N$  值不影响材料性能曲线；由图 5-4(c)和图 5-4(d)可知，当  $0.01 \leq f_N \leq 0.1$  时，随  $f_N$  取值的增大，荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线降低，表明材料性能曲线对高  $f_N$  值敏感。

由表 5-7 可知，当  $0.00001 \leq f_N \leq 0.01$  时，裂纹启裂、止裂时刻对应的位移和荷载，荷载—位移曲线下面积，以及裂纹扩展长度和  $J$  积分相差很小；表明裂纹演变过程与低  $f_N$  值无关。当  $0.01 \leq f_N \leq 0.1$  时，随  $f_N$  取值的增大，裂纹启裂时刻对应的位移和荷载逐渐减小，证明  $f_N$  越大，启裂越容易。荷载—位移曲线下面积随  $f_N$  的增大而降低，证明裂纹扩展阻力作用减小，材料克服阻力做功减少。因此随  $f_N$  取值的增大，裂纹扩展长度增加， $J$  积分减小。高  $f_N$  值模型的荷载—位移曲线下下降段越来越明显的原因是裂纹扩展阻碍作用的不断降低，导致模型屈服范围愈加增大，荷载逐渐减小，曲线显著下降。

在 G20Mn5QT 铸钢材料的 GTN 模型标定中，先选取  $f_N = 0.05$ ，当有限元模

拟结果与试验结果相近时，再细调  $f_N$  的取值。

表 5-7  $f_N$  变化时裂纹启裂、止裂以及扩展参数

$f_N$	裂纹启裂时刻		裂纹止裂时刻		荷载—位移	裂纹	$\Delta a = 2.5\text{mm}$
	位移	荷载	位移	荷载	曲线面积	扩展长度	$J$ 积分
	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$A$ (kN·mm)	$\Delta a$ (mm)	(kJ/m <sup>2</sup> )
0.00001	1.30	29.975	4	30.896	113.342	2.917	613.522
0.0001	1.30	29.978	4	30.895	113.345	2.996	609.477
0.001	1.28	29.887	4	30.821	113.243	2.929	615.061
0.01	1.14	29.219	4	30.141	112.303	3.183	590.777
0.025	0.98	28.362	4	29.033	110.814	3.604	557.078
0.05	0.86	27.579	4	27.378	108.626	4.267	513.86
0.075	0.78	26.955	4	25.915	106.696	4.833	480.004
0.1	0.74	26.574	4	24.861	104.993	5.338	449.064
趋势	先不变	先不变	—	先不变	先不变	先不变后	先不变
	后减小	后减小		后减小	后减小	增大	后减小

### 5.4.3 临界孔洞体积分数 $f_c$

保持 GTN 模型其余 8 个参数不变，仅改变临界孔洞体积分数  $f_c$ ，研究在不同  $f_c$  取值下，荷载—位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹从启裂到扩展直至止裂的变化规律。GTN 模型参数取值如表 5-8 所示，荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线如图 5-5(a)至和图 5-5(d)所示，裂纹启裂、止裂以及扩展参数如表 5-9 所示。

表 5-8  $f_c$  变化时 GTN 模型参数

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\epsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.005	0.001	0.01	0.3
							0.02	
							0.03	
							0.04	
							0.05	
							0.1	
							0.15	
							0.2	

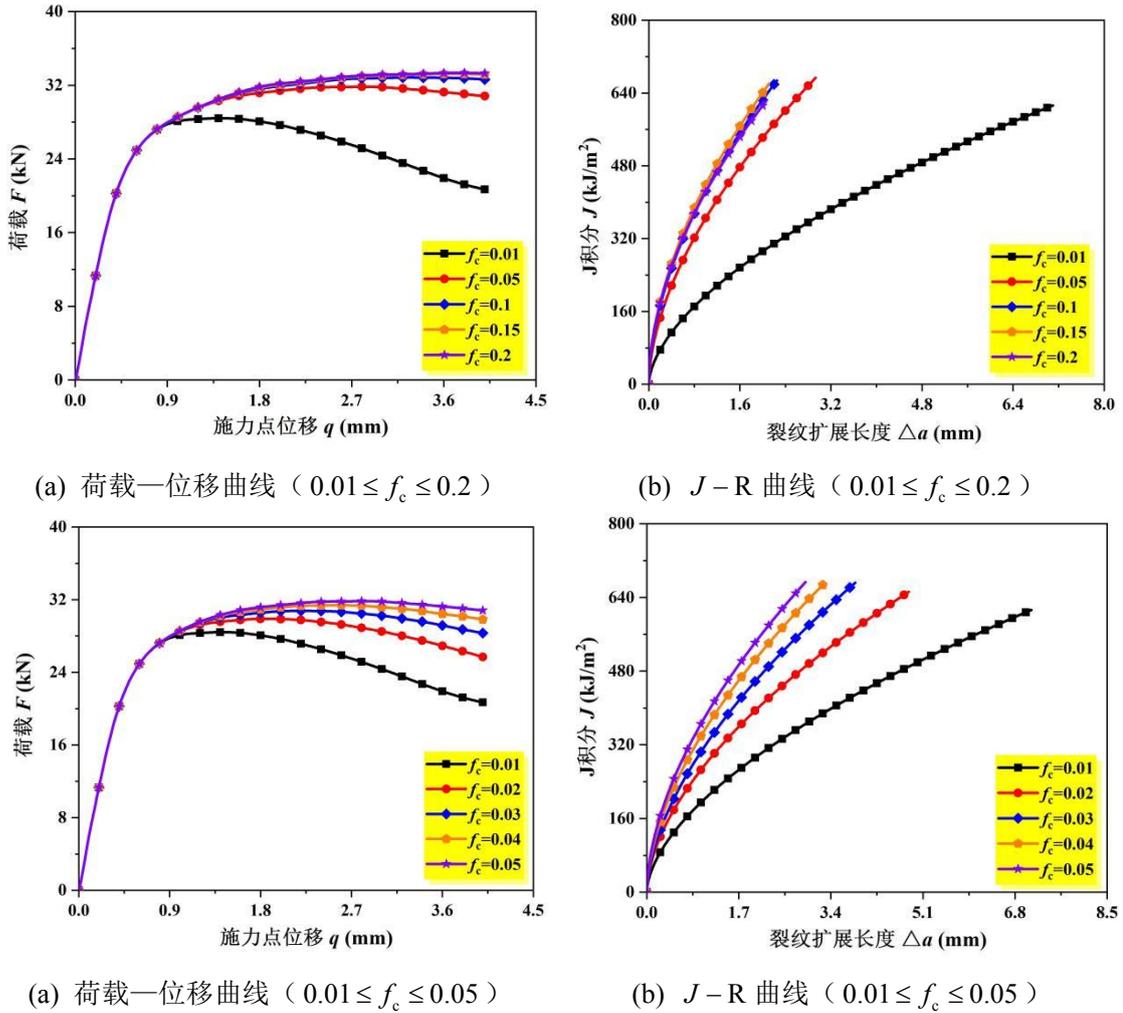


图 5-5  $f_c$  变化时荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线变化规律

由图 5-5(a)和图 5-5(b)可知,当  $0.1 \leq f_c \leq 0.2$  时,荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线基本没有变化,表明高  $f_c$  值不影响材料性能曲线;由图 5-5(c)和图 5-5(d)可知,当  $0.01 \leq f_c \leq 0.05$  时,随  $f_c$  取值的降低,荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线降低,且  $f_c$  越小,曲线降低越显著,表明材料性能曲线对低  $f_c$  值敏感。

由表 5-9 可知,当  $0.1 \leq f_c \leq 0.2$  时,随  $f_c$  取值的增大,裂纹启裂、止裂时刻对应的位移和荷载增大,裂纹扩展长度增大而  $J$  积分减小,但变化量并不大,表明高  $f_c$  值对裂纹演变过程的影响很小。当  $0.01 \leq f_c \leq 0.05$  时,随  $f_c$  取值的减小,裂纹启裂时刻对应的位移和荷载逐渐减小,证明  $f_c$  越小,启裂越容易。裂纹扩展时段荷载—位移曲线下面积随  $f_c$  的减小而降低,证明裂纹扩展阻力作用减小,材料克服阻力做功减少。因此随  $f_c$  取值的减小,裂纹扩展长度增加,  $J$  积分减小。低  $f_c$  值模型的荷载—位移曲线下下降段越来越明显的原因是裂纹扩展阻碍作用的不断降低,导致模型屈服范围愈加增大,荷载逐渐减小,曲线显著下降。

当孔洞体积分数  $f^*$  达到临界孔洞体积分数  $f_c^*$  时,相邻孔洞开始聚合,逐渐

形成微小裂纹。 $f_c$  越小, 孔洞越易聚合, 裂纹越易形成。裂纹扩展阻碍作用越小, 导致  $J-R$  曲线降低。在 G20Mn5QT 铸钢材料的 GTN 模型标定中, 先选取  $f_c = 0.075$ , 当有限元模拟结果与试验结果相近时, 再细调  $f_c$  的取值。

表 5-9  $f_c$  变化时裂纹启裂、止裂以及扩展参数

$f_c$	裂纹启裂时刻		裂纹止裂时刻		荷载—位移	裂纹	$\Delta a = 1.5\text{mm}$
	位移	荷载	位移	荷载	曲线面积	扩展长度	$J$ 积分
	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$A$ (kN·mm)	$\Delta a$ (mm)	(kJ/m <sup>2</sup> )
0.01	0.92	27.850	4	20.692	96.492	7.100	246.836
0.02	1.06	28.760	4	25.695	105.825	4.833	334.507
0.03	1.14	29.215	4	28.315	109.761	3.850	386.348
0.04	1.22	29.607	4	29.828	111.910	3.288	427.715
0.05	1.28	29.887	4	30.821	113.243	2.929	459.924
0.1	1.44	30.605	4	32.633	115.657	2.246	532.484
0.15	1.52	30.935	4	33.159	116.286	2.104	547.455
0.2	1.58	31.162	4	33.293	116.492	2.058	525.034
趋势	增大	增大	—	增大	增大	减小	增大

#### 5.4.4 失效孔洞体积分数 $f_F$

保持 GTN 模型其余 8 个参数不变, 仅改变失效孔洞体积分数  $f_F$ , 研究在不同  $f_F$  取值下, 荷载—位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹从启裂到扩展直至止裂的变化规律。GTN 模型参数取值如表 5-10 所示, 荷载—位移曲线以及  $J-R$  曲线如图 5-6(a)和图 5-6(b)所示, 裂纹启裂、止裂以及扩展参数如表 5-11 所示。

表 5-10  $f_F$  变化时 GTN 模型参数

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\epsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
								0.1
								0.2
1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.005	0.001	0.05	0.3
								0.4
								0.5

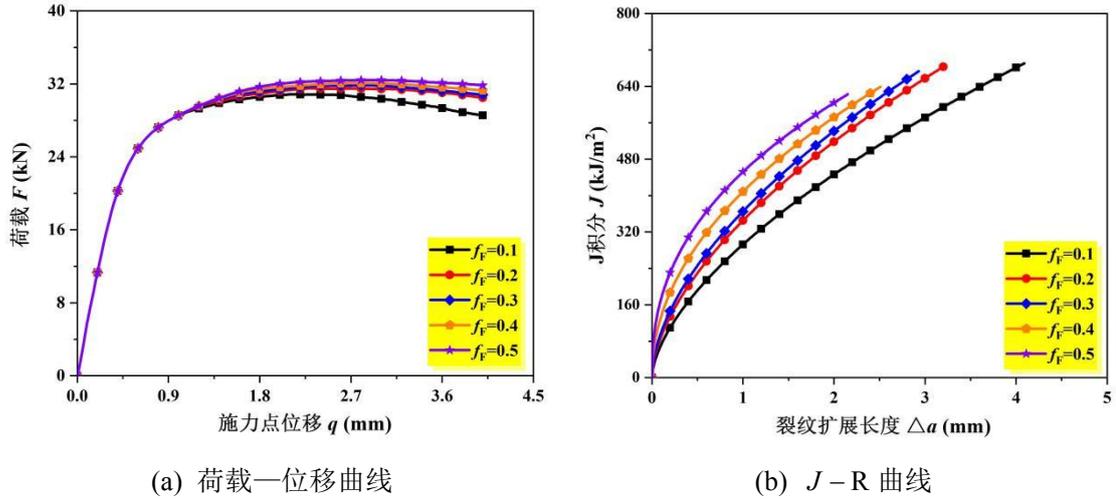


图 5-6  $f_F$  变化时荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线变化规律

由图 5-6 可知，随  $f_F$  取值的减小，荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线降低，但荷载一位移曲线降低幅度较小， $J-R$  曲线降低幅度较大，表明材料性能曲线对  $f_F$  值较敏感。

由表 5-11 可知，随  $f_F$  取值的增大，裂纹启裂时刻对应的位移和荷载逐渐增大，证明  $f_F$  越大，启裂越困难。荷载一位移曲线下面积随  $f_F$  的增大而增大，证明裂纹扩展阻力作用增强，材料克服阻力做功增多。因此随  $f_F$  取值的增大，裂纹扩展长度减小， $J$  积分增大。

在 G20Mn5QT 铸钢材料的 GTN 模型标定中，先选取  $f_F = 0.25$ ，当有限元模拟结果与试验结果相近时，再细调  $f_F$  的取值。

表 5-11  $f_F$  变化时裂纹启裂、止裂以及扩展参数

$f_F$	裂纹启裂时刻		裂纹止裂时刻		荷载一位移 曲线面积 $A$ (kN·mm)	裂纹 扩展长度 $\Delta a$ (mm)	$\Delta a = 2\text{mm}$ $J$ 积分 (kJ/m <sup>2</sup> )
	位移	荷载	位移	荷载			
	$q$ (mm)	$F$ (kN)	$q$ (mm)	$F$ (kN)			
0.1	1.00	28.541	4	28.545	109.940	4.088	446.4
0.2	1.12	29.157	4	30.488	112.538	3.200	518.436
0.3	1.28	29.887	4	30.821	113.243	2.929	541.722
0.4	1.48	30.681	4	31.284	113.978	2.542	572.194
0.5	1.78	31.637	4	31.853	114.918	2.146	603.927
趋势	增大	增大	—	增大	增大	减小	增大

### 5.4.5 GTN 模型参数标定

根据上述参数化分析的结果，首先确定模型本构参数  $q_1=1.5$ 、 $q_2=1$ 、 $q_3=q_1^2=2.25$ ；孔洞形核参数  $\varepsilon_N=0.3$ 、 $S_N=0.1$ ，其余四个参数  $f_N$ 、 $f_0$ 、 $f_c$  和  $f_F$  通过有限元模拟和试验测定相结合的方式来确定。以编号为 A05B15 的 CT 试样为基准，通过改变  $f_0$ 、 $f_N$ 、 $f_c$  和  $f_F$  的取值，比较不同位置裂纹扩展长度、荷载一位移曲线以及  $J-R$  曲线的有限元模拟结果和试验测定结果，当两者相吻合时，确定 G20Mn5QT 铸钢材料的 GTN 模型参数，如表 5-12 所示，不同位置的裂纹扩展长度如表 5-13 所示，荷载一位移曲线、 $J-R$  曲线的对比如图 5-7(a) 和图 5-7(b) 所示。

表 5-12 G20Mn5QT 铸钢材料 GTN 模型参数

$q_1$	$q_2$	$q_3$	$\varepsilon_N$	$S_N$	$f_0$	$f_N$	$f_c$	$f_F$
1.5	1	2.25	0.3	0.1	0.00725	0.065	0.095	0.375

表 5-13 不同位置的裂纹扩展长度有限元模拟和试验测定对比（编号：A05B15）

	九点测量位置									平均值
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
试验值(mm)	0.22	0.57	1.13	1.45	1.56	1.33	0.98	0.42	0.35	0.967
GTN 值(mm)	0.28	0.49	1.05	1.39	1.55	1.39	1.05	0.49	0.28	0.963
相对误差(%)	-27.27	14.04	7.08	4.14	0.64	-4.51	-7.14	-16.67	20.00	0.41

注：相对误差以试验测量数据为基准，GTN 值比试验值大，相对误差为正值，GTN 值比试验值小，相对误差为负值。

需要注意的是，由于 GTN 有限元模型为四分之一模型，因此只能得到二分之一厚度上的裂纹扩展长度，另外二分之一厚度上的数值对其对称。由表 5-13 可知，试验测得的裂纹扩展长度十分不均匀，因此无法与理想的 GTN 模型在每一个点上都相互对应。两者在试样表面的裂纹扩展长度相差最大，之后逐渐减小至试样中部，最终九点平均值误差很小，满足精度要求。

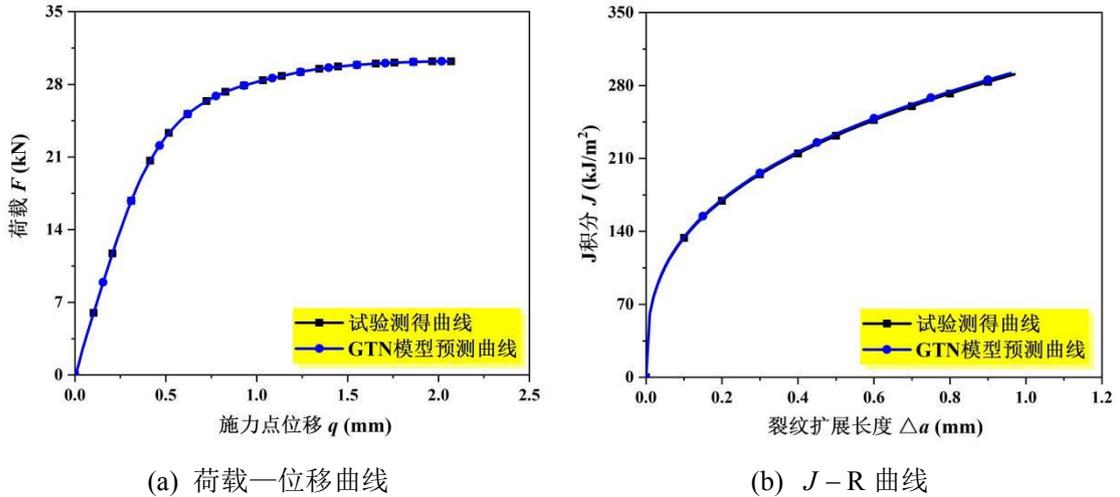


图 5-7 荷载—位移曲线、 $J-R$  曲线有限元模拟和试验测定对比图示 (编号: A05B15)

一些国内外学者在进行 GTN 模型标定时,只关注了荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线变化趋势的吻合性,而忽略了裂纹扩展长度。Qiang 等人<sup>[143]</sup>利用 GTN 模型预测的 X80 管线钢母材和焊缝的裂纹扩展长度远远大于试验测定结果,如图 5-8(a)所示。即使  $J-R$  曲线变化趋势相同,其 GTN 模型预测仍不准确。Samal 等人<sup>[138]</sup>对 DIN1.4550 奥氏体钢根据 GTN 模型预测  $J-R$  曲线时,裂纹扩展长度远远小于试验测定结果,如图 5-8(b)所示。GTN 模型参数的标定,需要综合考虑荷载—位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹长度,将这三者的有限元模拟结果和试验测定结果进行对比,这样才可以使 GTN 模型预测材料断裂韧性更加精准。

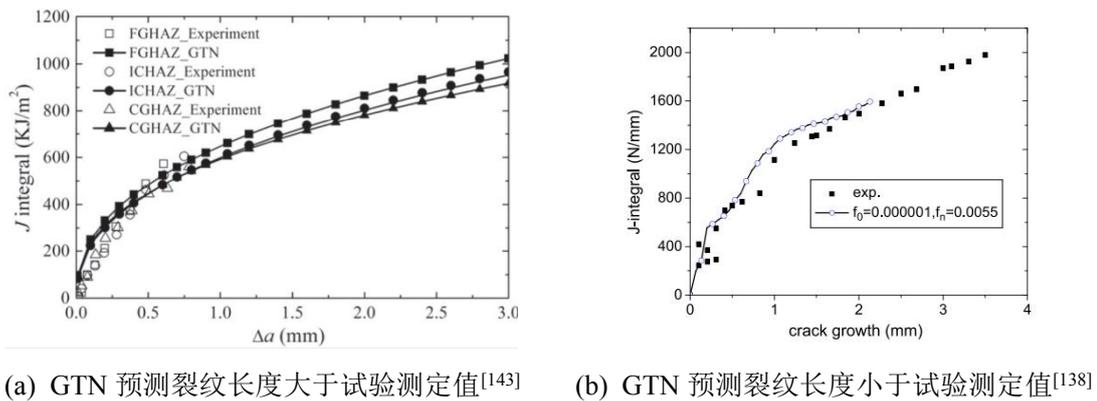


图 5-8 有限元模拟计算与试验测量的裂纹长度不相符情况

## 5.5 不同面内/面外拘束的断裂韧性预测

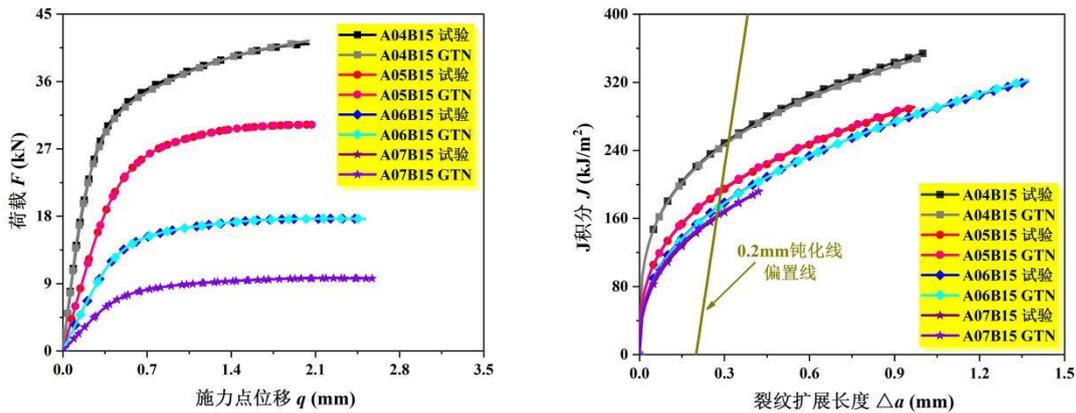
### 5.5.1 不同面内拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测

将表 5-10 中的参数带入 GTN 模型中, 用以对不同面内拘束的 CT 试样断裂韧性进行预测, 并与平行试样 2 的试验测定结果进行对比。裂纹长度汇总于表 5-14 中, 荷载一位移曲线和  $J-R$  曲线如图 5-9(a)和图 5-9(b)所示, 表 5-15 为  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧性  $J_{IC}$ 。

表 5-14 不同面内拘束的 CT 试样裂纹长度

试样 编号	初始裂纹长度 $a_0$ (mm)	终止裂纹长度 $a_f$			裂纹扩展长度 $\Delta a$		
		试验 测定 (mm)	GTN 预测 (mm)	相对 误差 (%)	试验 测定 (mm)	GTN 预测 (mm)	相对 误差 (%)
A04B15	25.046	26.021	26.017	0.015	0.975	0.971	0.410
A05B15	31.021	31.988	31.983	0.016	0.967	0.963	0.414
A06B15	37.561	38.928	38.935	0.018	1.367	1.374	0.512
A07B15	43.235	43.664	43.656	0.018	0.429	0.421	1.865

注: GTN 模型初始裂纹长度与试验测定值相同, 如表 5-1 所示。



(a) 荷载一位移曲线

(b)  $J-R$  曲线

图 5-9 不同面内拘束的 CT 试样荷载一位移曲线和  $J-R$  曲线

表 5-15 不同面内拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{IC}$

试样 编号	$C_1$			$C_2$			延性断裂韧度 $J_{IC}$		
	试验 测定	GTN 预测	相对 误差 (%)	试验 测定	GTN 预测	相对 误差 (%)	试验 测定 (kJ/m <sup>2</sup> )	GTN 预测 (kJ/m <sup>2</sup> )	相对 误差 (%)
A04B15	344.609	349.376	1.383	0.283	0.289	2.120	247.853	249.887	0.821
A05B15	293.879	296.000	0.722	0.342	0.342	0	191.561	194.342	1.452
A06B15	284.444	285.107	0.233	0.386	0.391	1.295	173.734	173.043	0.398
A07B15	268.746	263.363	2.003	0.393	0.368	6.361	161.172	163.556	1.479

由图 5-9、表 5-14 和表 5-15 可知，GTN 模型预测结果与试验测定结果十分吻合，误差很小。随着面内拘束的加强，荷载—位移曲线降低， $J-R$  曲线降低，延性断裂韧度  $J_{IC}$  减小，证明面内拘束对材料断裂韧性具有反作用。

### 5.5.2 不同面外拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测

利用标定的 GTN 模型对不同面外拘束的 CT 试样断裂韧度进行预测。裂纹长度汇总于表 5-16 中，荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线如图 5-10(a)和图 5-10(b)所示，表 5-17 为  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。需要注意的是，由于编号为 A05B15 的 CT 试样在试验中测得真实数据，因此以该试样为基准，其余试样加载位移与该试样相同。

表 5-16 不同面外拘束的 CT 试样裂纹长度

试样编号	初始裂纹长度 $a_0$ (mm)	终止裂纹长度 $a_f$ (mm)	裂纹扩展长度 $\Delta a$ (mm)
A05B7.5		32.621	1.600
A05B15		32.538	1.517
A05B30	31.021	31.983	0.962
A05B45		32.069	1.048
A05B60		32.321	1.300
Plane strain		32.466	1.445

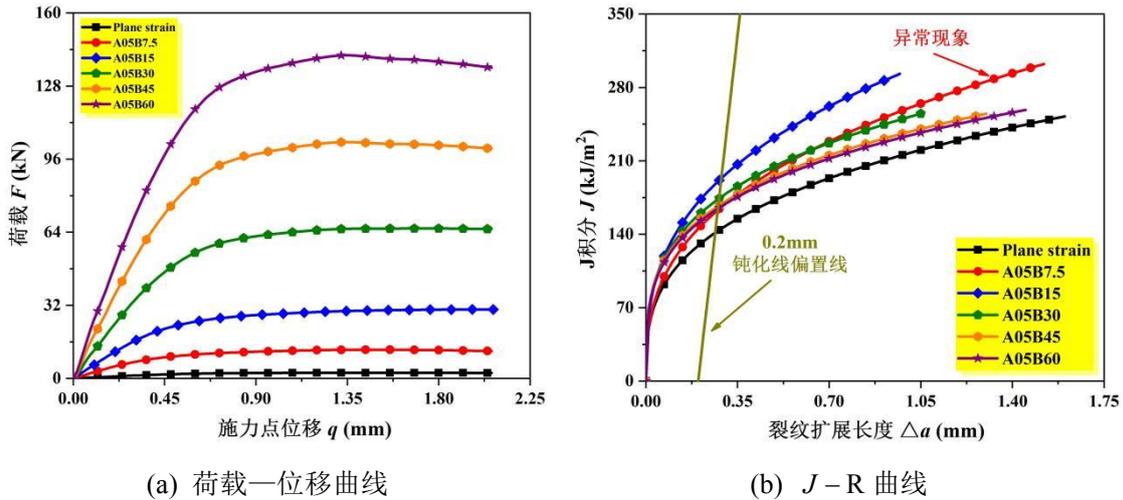


图 5-10 不同面外拘束的 CT 试样荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线

表 5-17 不同面外拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{IC}$

试样编号	$C_1$	$C_2$	延性断裂韧度 $J_{IC}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
A05B7.5	216.949	0.322	141.398
A05B15	259.883	0.361	162.870
A05B30	296.000	0.342	194.796
A05B45	251.430	0.288	174.118
A05B60	237.308	0.273	166.947
Plane strain	233.715	0.272	164.434

由图 5-10(a)可知，随着试样厚度的增加，试样刚度增强，在相同的位移下，试样厚度越大的试样荷载越大，因此荷载—位移曲线升高。由图 5-10(b)、表 5-16 和表 5-17 可知，随着试样厚度的增加，面外拘束作用增强，试样由平面应力状态向平面应变状态过渡，平面应变状态的三向应力使得该单元更易达到屈服，从而开裂，因此裂纹扩展长度增加；同时材料克服屈服做功减少， $J$  积分减小，导致  $J-R$  曲线降低，延性断裂韧度  $J_{IC}$  减小。当试样厚度足够大 ( $B \geq 45\text{mm}$ ) 时， $J-R$  曲线变化很小，此时试样接近与平面应变状态。值得注意的是，对于编号为 A05B7.5 的 CT 试样，由于该试样厚度最小，面外拘束作用最弱，其  $J-R$  曲线应该最高，延性断裂韧度  $J_{IC}$  应该最大，裂纹扩展长度应该最小。但由于该试样侧槽深度  $B - B_N = 3\text{mm}$ ，占试样总厚度的 40%，侧槽的影响不可忽略。侧槽的存在使得试样的拘束作用大大提高，因此该试样的  $J-R$  曲线偏低，延性断裂韧度  $J_{IC}$  偏小，裂纹扩展长度偏大。

### 5.5.3 不同面内/面外复合拘束的 CT 试样 $J-R$ 曲线预测

利用标定的 GTN 模型对面内/面外拘束同时改变的断裂韧度进行预测。裂纹长度汇总于表 5-18 中，荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线如图 5-11(a)和图 5-11(b)所示，表 5-19 为  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{IC}$ 。需要注意的是，由于编号为 A07B15 的 CT 试样在试验中测得真实数据，因此以该试样为基准，其余试样加载位移与该试样相同。

表 5-18 面内/面外拘束同时改变的 CT 试样裂纹长度

试样编号	初始裂纹长度 $a_0$ (mm)	终止裂纹长度 $a_f$ (mm)	裂纹扩展长度 $\Delta a$ (mm)
A04B60	25.046	27.695	2.649
A05B45	31.021	33.592	2.571
A06B30	37.561	38.909	1.348
A07B15	43.235	43.664	0.429

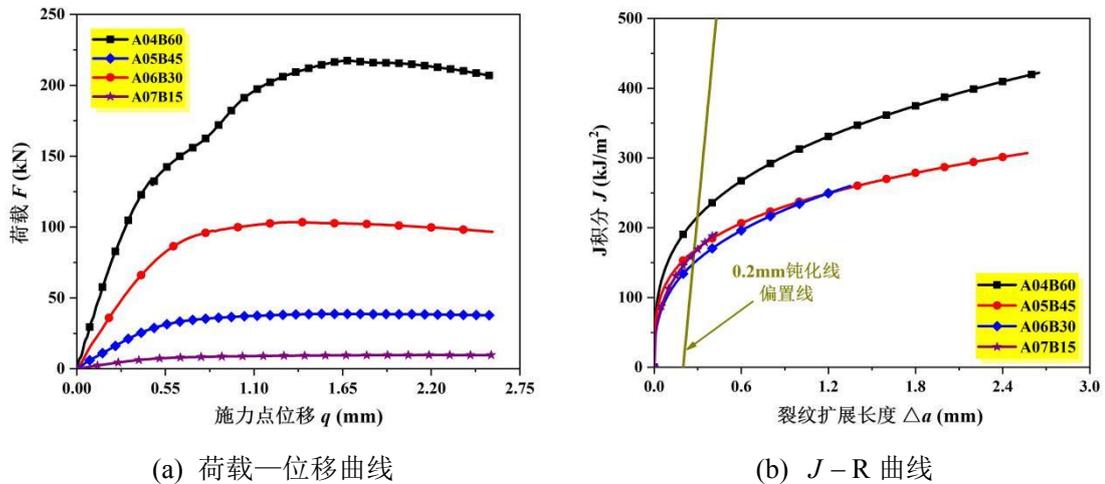


图 5-11 面内/面外拘束同时改变的 CT 试样荷载—位移曲线和  $J-R$  曲线

表 5-19 面内/面外拘束的 CT 试样  $J-R$  曲线拟合参数  $C_1$ 、 $C_2$  以及延性断裂韧度  $J_{IC}$

试样编号	$C_1$	$C_2$	延性断裂韧度 $J_{IC}$ (kJ/m <sup>2</sup> )
A04B60	312.727	0.308	215.382
A05B45	237.308	0.273	167.120
A06B30	234.150	0.347	147.919
A07B15	263.363	0.368	163.423

为了研究在面内/面外拘束同时改变的情况下材料断裂韧性的变化, 本节选取四个试样进行研究。编号为 A04B60 的 CT 试样代表低面内高面外拘束, 编号为 A05B45 和 A06B30 的 CT 试样代表中面内中面外拘束, 编号为 A07B15 的 CT 试样代表高面内低面外拘束。

由于低面内拘束和高面外拘束都会导致试样荷载值的加大, 因此, A04B60 试样荷载一位移曲线最高, A07B15 试样的荷载一位移曲线最低, 但 A05B45 和 A06B30 两个试样的荷载一位移曲线呈现出相反的变化趋势, 证明面内面外拘束具有一定的交互作用, 如图 5-11(a)所示。由图 5-11(b)、表 5-18 和表 5-19 可知, A04B60 试样的  $J-R$  曲线最高, 延性断裂韧度  $J_{IC}$  最大, 而其余三个试样相差很小, 证明低面内拘束会加大面外拘束的作用, 而高面内拘束对面外拘束不敏感。

## 5.6 本章小结

本章利用 ABAQUS 有限元软件内嵌的 GTN 细观损伤模型, 对 G20Mn5QT 铸钢材料不同面内拘束、不同面外拘束以及面内面外拘束同时改变的 CT 试样  $J-R$  曲线以及延性断裂韧度  $J_{IC}$  进行预测。其主要内容和所得结论如下所示:

(1) 第二节对不同面内/面外拘束的 CT 试样 GTN 有限元模型的建立进行了详细介绍。包括试样尺寸、模型细节、加载方式和输出参数。

(2) 第三节给出了利用 GTN 模型预测材料  $J-R$  曲线的计算方法。包括裂纹长度的修正以及  $J$  积分的计算。

(3) 第四节进行了 GTN 模型参数化分析。明确了初始孔洞体积分数  $f_0$ 、孔洞形核粒子体积分数  $f_N$ 、临界孔洞体积分数  $f_c$  以及失效孔洞体积分数  $f_F$  对材料荷载一位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹演化过程的影响。将有限元模拟与试验测定相结合, 通过比较荷载一位移曲线、 $J-R$  曲线以及裂纹扩展长度, 精准地标定了 GTN 模型的 9 个参数。

(4) 第五节利用标定好的 GTN 模型对 G20Mn5QT 铸钢材料不同面内/面外拘束的 CT 试样断裂韧度进行预测。对于不同面内拘束的 CT 试样, GTN 模拟结果与试验测定结果十分吻合。对于不同面外拘束的 CT 试样, GTN 模拟结果表明: 随面外拘束程度的加强, 荷载一位移曲线升高,  $J-R$  曲线下降, 延性断裂韧度  $J_{IC}$  减小, 材料断裂韧性减弱。对于面内/面外拘束同时改变的 CT 试样, GTN 模拟结果表明: 面内面外拘束具有交互作用, 低面内拘束会加大面外拘束的作用, 而高面内拘束对面外拘束不敏感。

## 第 6 章 基于等效应力应变的面内/面外拘束统一表征参数

### 6.1 引言

拘束对材料  $J-R$  曲线和延性断裂韧度  $J_{IC}$  有显著影响, 拘束断裂理论经历了单参数、双参数、三参数直至统一参数这四个阶段的发展。目前提出的可以表征面内/面外复合拘束的参数或理论, 三参数断裂理论参数多, 公式复杂, 且只能描述裂纹尖端应力场; 统一拘束参数  $A_p$  计算繁琐, 且只能描述裂纹尖端应变场, 因此, 需要提出一个可以同时表征面内/面外复合拘束, 描述裂纹尖端应力应变场, 且便于计算的统一拘束参数。

本章针对 G20Mn5QT 铸钢材料, 利用 ABAQUS 有限元软件, 对不同面内/面外拘束的 CT 试样静态裂纹尖端应力应变场进行分析。通过提取其裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力和等效应变, 将等效应力—等效应变曲线下的面积作为可以表征面内/面外复合拘束影响的新参数  $A_{ESS}$ 。结合第五章利用 GTN 细观损伤模型计算得到的不同面内/面外拘束的 CT 试样延性断裂韧度  $J_{IC}$ , 建立  $A_{ESS}$  与无量纲断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  的关联线  $A_{ESS} - J_{IC}/J_{ref}$ , 以此评价 G20Mn5QT 铸钢材料实际工程构件或结构中裂纹缺陷的安全性。

### 6.2 有限元模拟

#### 6.2.1 材料和试样

本章研究材料为 G20Mn5QT 铸钢材料, 其基本力学性能参数和真实应力—塑性应变曲线如第 2 章 2.2.4.1 节表 2-2 和图 2-5(b)所示, 试样形式为 CT 试样。不同面内/面外拘束的 CT 试样几何尺寸如第 5 章 5.2.1 节表 5-1 所示。

#### 6.2.2 静态裂纹有限元模型

##### 6.2.2.1 模型细节

本节模型与第 3 章 3.2.1 节计算 CT 试样塑性因子  $\eta$  表达式的模型相同, 因此不再赘述。

### 6.2.2.2 加载方式

CT 试样通过刚性销轴与销孔之间的面面接触进行加载，接触类型为无摩擦硬接触，采用位移控制加载，位移施加在刚性销轴质心处，如第 3 章 3.2.1.2 节图 3-1(a)所示。利用 ABAQUS/Standard 求解器求解，采用自动分析步，无需开启几何大变形，即“NLGEOM=off”。当不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J$  积分等于其延性断裂韧度  $J_{IC}$  时，停止加载。 $J$  积分根据 3.3.1.1 节的式(3-10)至式(3-13)进行计算，不同面内拘束的 CT 试样延性断裂韧度  $J_{IC}$  如 3.4.2 节表 3-3 所示，不同面外拘束以及面内面外拘束同时变化的 CT 试样延性断裂韧度  $J_{IC}$  如第 5 章 5.5.2 节表 5-17 和 5.5.3 节表 5-19 所示。

### 6.2.2.3 输出参数

模型运行完成之后，需要提取最后分析步，即  $J = J_{IC}$  时裂纹扩展路径上每一节点的 Mises 等效应力以及 6 个应变分量  $\varepsilon_{11}$ 、 $\varepsilon_{22}$ 、 $\varepsilon_{33}$ 、 $\varepsilon_{12}$ 、 $\varepsilon_{13}$  以及  $\varepsilon_{23}$ 。需要注意的是，厚度方向上每一层的裂纹扩展路径上的节点均需输出应力应变参数。

## 6.3 面内/面外拘束统一表征参数 $A_{ESS}$

将不同面内/面外拘束的 CT 试样裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力—等效应变曲线下面积的加权平均值定义为  $A_M$ ，将编号为 A05B15 的 CT 试样作为参考试样，此试样裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力—等效应变曲线下面积的加权平均值定义为  $A_{ref}$ ，面内/面外拘束统一表征参数  $A_{ESS}$  如式(6-1)定义：

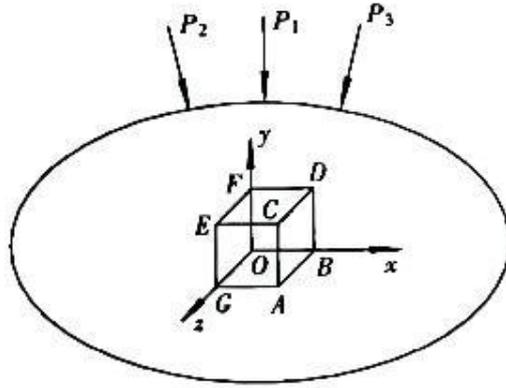
$$A_{ESS} = A_M / A_{ref} \quad (6-1)$$

### 6.3.1 等效应力应变

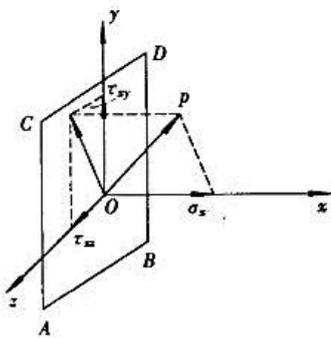
#### 6.3.1.1 等效应力

##### 1. 应力张量

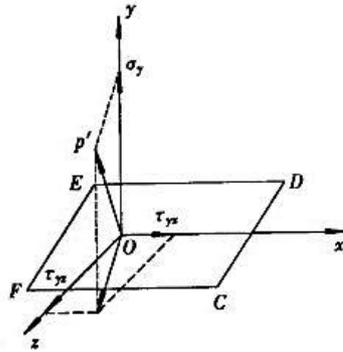
图 6-1(a)所示为一受荷载作用物体内部任意一点  $O$  附近的微元体  $OGAB-FECD$ 。以  $O$  为坐标原点，矢量  $\overline{OB}$  为  $x$  轴正向，矢量  $\overline{OF}$  为  $y$  轴正向，矢量  $\overline{OG}$  为  $z$  轴正向，建立坐标系  $Oxyz$ 。下面分别研究微元体六个面上的应力。



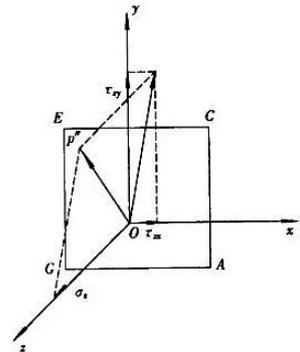
(a) 微元体  $OGAB-FECD$  及其坐标系



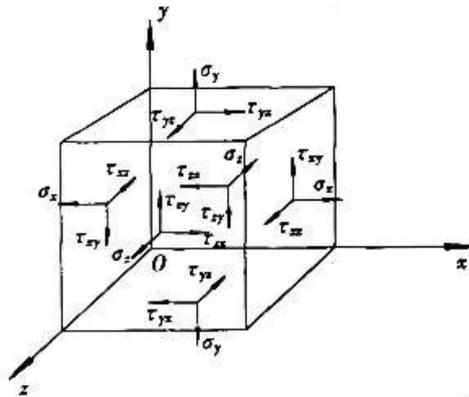
(b) 平面  $ABCD$  上应力分布



(c) 平面  $CDEF$  上应力分布



(d) 平面  $ACEG$  上应力分布



(e) 微元体  $OGAB-FECD$  六个坐标面上应力分布

图 6-1 微元体  $OGAB-FECD$  坐标面上应力分布<sup>[16]</sup>

将平面  $ABCD$  取出，如图 6-1(b)所示，该平面的外法线方向为  $x$  轴正向，其上的应力  $p$  可分为正应力  $\sigma_n$  和剪应力  $\tau_n$ 。其中，正应力  $\sigma_n$  沿平面外法线方向，即  $x$  轴正向，定义为  $\sigma_x$ ；剪应力  $\tau_n$  沿  $y$  轴和  $z$  轴进行分解，可得  $\tau_{xy}$  和  $\tau_{xz}$ 。因此，平面  $ABCD$  上存在正应力  $\sigma_x$  和剪应力  $\tau_{xy}$ 、 $\tau_{xz}$ 。

将平面  $CDEF$  取出，如图 6-1(c)所示，该平面的外法线方向为  $y$  轴正向，其上的应力  $p'$  可分为正应力  $\sigma_n$  和剪应力  $\tau_n$ 。其中，正应力  $\sigma_n$  沿平面外法线方向，即  $y$  轴正向，定义为  $\sigma_y$ ；剪应力  $\tau_n$  沿  $x$  轴和  $z$  轴进行分解，可得  $\tau_{yx}$  和  $\tau_{yz}$ 。因此，

平面  $ABCD$  上存在正应力  $\sigma_y$  和剪应力  $\tau_{yx}$ 、 $\tau_{yz}$ 。

将平面  $ACEG$  取出，如图 6-1(d) 所示，该平面的外法线方向为  $z$  轴正向，其上的应力  $p''$  可分为正应力  $\sigma_n$  和剪应力  $\tau_n$ 。其中，正应力  $\sigma_n$  沿平面外法线方向，即  $z$  轴正向，定义为  $\sigma_z$ ；剪应力  $\tau_n$  沿  $x$  轴和  $y$  轴进行分解，可得  $\tau_{zx}$  和  $\tau_{zy}$ 。因此，平面  $ACEG$  上存在正应力  $\sigma_z$  和剪应力  $\tau_{zx}$ 、 $\tau_{zy}$ 。

在上述的三个坐标平面内，每个平面均有一个正应力和两个剪应力，共 9 个应力。这 9 个应力可以组成如式(6-2)所示的应力张量  $\sigma$ ：

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (6-2)$$

图 6-1(e) 所示为微元体  $OGAB-FECD$  六个平面上的应力分布。由于该微元体处于平衡状态，因此将六个平面上的应力对  $x$  轴、 $y$  轴和  $z$  轴取矩，其结果均为 0，从而得到剪应力互等定理，如式(6-3)所示：

$$\tau_{xy} = \tau_{yx}, \quad \tau_{xz} = \tau_{zx}, \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} \quad (6-3)$$

由此可得，式(6-2)所示的应力张量，只有 6 个独立的应力分量，此也确定了一点（ $O$  点）的应力状态。

由式(6-3)可知，应力张量  $\sigma$  为二阶对称张量，其有三个不变量，即不随坐标变换而变化的标量，如式(6-4)至式(6-6)所示：

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (6-4)$$

$$I_2 = - \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_y \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zy} & \sigma_z \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xz} \\ \tau_{zx} & \sigma_z \end{vmatrix} \quad (6-5)$$

$$= -(\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{vmatrix} = \sigma_x \sigma_y \sigma_z + 2\tau_{xy} \tau_{yz} \tau_{zx} - \sigma_x \tau_{yz}^2 - \sigma_y \tau_{zx}^2 - \sigma_z \tau_{xy}^2 \quad (6-6)$$

设应力张量  $\sigma$  的第一不变量  $I_1$  的三分之一为平均应力  $\sigma_m$ ，如式(6-7)所示：

$$\sigma_m = \frac{1}{3} I_1 = \frac{1}{3} (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) \quad (6-7)$$

## 2. 应力张量的分解

应力张量  $\sigma$  可分解为应力球张量  $\sigma_m \delta$  和应力偏张量  $s$ ，如式(6-8)所示：

$$\begin{aligned}\sigma &= \sigma_m \delta + s = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} s_x & s_{xy} & s_{xz} \\ s_{yx} & s_y & s_{yz} \\ s_{zx} & s_{zy} & s_z \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_x - \sigma_m & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma_m & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma_m \end{bmatrix}\end{aligned}\quad (6-8)$$

其中： $\delta$  为克罗内克函数。

应力球张量  $\sigma_m \delta$  只有正应力且三者相等，而没有剪应力，因此只会引起体积改变，不产生塑性变形，与屈服无关；应力偏张量  $s$  则与塑性变形有关。

由于应力偏张量  $s$  也为二阶对称张量，因此也有三个不变量，如式(6-9)至式(6-11)所示：

$$J_1 = s_x + s_y + s_z = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z - 3\sigma_m = 0 \quad (6-9)$$

$$\begin{aligned}J_2 &= -\begin{vmatrix} s_x & s_{xy} \\ s_{yx} & s_y \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} s_y & s_{yz} \\ s_{zy} & s_z \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} s_x & s_{xz} \\ s_{zx} & s_z \end{vmatrix} \\ &= -(s_x s_y + s_y s_z + s_z s_x) + s_{xy}^2 + s_{yz}^2 + s_{zx}^2\end{aligned}\quad (6-10)$$

$$J_3 = \begin{vmatrix} s_x & s_{xy} & s_{xz} \\ s_{yx} & s_y & s_{yz} \\ s_{zx} & s_{zy} & s_z \end{vmatrix} = s_x s_y s_z + 2s_{xy} s_{yz} s_{zx} - s_x s_{yz}^2 - s_y s_{zx}^2 - s_z s_{xy}^2 \quad (6-11)$$

由式(6-8)可知， $s_x = \sigma_x - \sigma_m$ ， $s_y = \sigma_y - \sigma_m$ ， $s_z = \sigma_z - \sigma_m$ ， $s_{xy} = \tau_{xy}$ ， $s_{xz} = \tau_{xz}$ ， $s_{yz} = \tau_{yz}$ ，将其带入式(6-10)中，可得：

$$J_2 = \frac{1}{6} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right] \quad (6-12)$$

### 3. 等效应力

对于单向应力状态，用拉应力  $\sigma_x$  来代表此状态下某点的应力强度。而对于一般的复杂应力状态，其 6 个应力分量一般均不为 0，因此需要定义一个物理量，来表征复杂应力状态下某点的应力强度，如式(6-12)所示：

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (6-13)$$

其中： $\sigma_i$  为应力强度。可以将其理解为该复杂应力状态下某点的应力强度，与大小为  $\sigma_i$  的单向应力状态下该点的应力强度等效，因此  $\sigma_i$  又被称为等效应力或 Mises 等效应力。

Mises 等效应力可以真实准确地反映复杂应力状态下某点的应力强度，可将其作为研究裂纹尖端应力场的参数。Mises 等效应力可在 ABAQUS 有限元软件中自动输出。

### 6.3.1.2 等效应变

#### 1. 应变张量

在外荷载作用下，物体会发生变形（伸缩或旋转）。形变量与原长的比值，称为应变，用  $\varepsilon$  来表示。与拉应力  $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$  和  $\sigma_z$  相对应，用  $\varepsilon_x$ 、 $\varepsilon_y$  和  $\varepsilon_z$  表示相应的线应变，描述受荷载作用物体的伸缩变形；与切应力  $\tau_{xy}$ 、 $\tau_{xz}$  和  $\tau_{yz}$  相对应，用  $\varepsilon_{xy}$ 、 $\varepsilon_{xz}$  和  $\varepsilon_{yz}$  表示相应的剪应变，描述受荷载作用物体的旋转变形。下面对线应变和剪应变进行讨论。

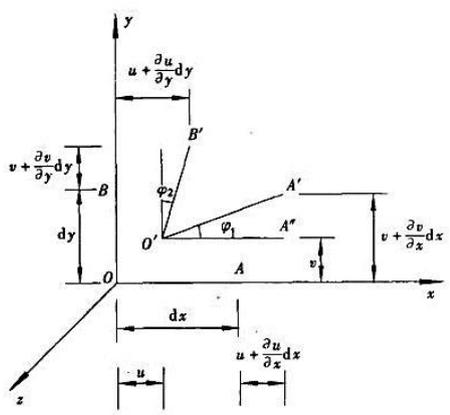


图 6-2 线应变与剪应变的计算图示<sup>[161]</sup>

如图 6-2 所示，沿  $x$  轴取微段  $OA$ ，其长度为  $dx$ 。变形后  $O$  点移至  $O'$  点， $A$  点移至  $A'$  点。假设  $O$  点沿  $x$  向的位移为  $u$ ，则  $A$  点沿  $x$  向的位移为  $u + \frac{\partial u}{\partial x} dx$ ，微段  $OA$  伸长长度为  $\frac{\partial u}{\partial x} dx$ ，则定义  $\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}$ ，代表  $O$  点沿  $x$  向的伸长量或缩短量。同理可知， $O$  点沿  $y$  向的线应变  $\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}$ ， $O$  点沿  $z$  向的线应变  $\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}$ 。

如图 6-2 所示，在  $Oxy$  平面内，沿  $x$  轴取微段  $OA$ ，其长度为  $dx$ ，沿  $y$  轴取微段  $OB$ ，其长度为  $dy$ 。变形后  $O$  点移至  $O'$  点， $A$  点移至  $A'$  点， $B$  点移至  $B'$  点。假设  $O$  点沿  $x$  和  $y$  向的位移分别为  $u$  和  $v$ ，则  $A$  点沿  $x$  和  $y$  向的位移分别为  $u + \frac{\partial u}{\partial x} dx$  和  $v + \frac{\partial v}{\partial x} dx$ ， $B$  点沿  $x$  和  $y$  向的位移分别为  $u + \frac{\partial u}{\partial y} dy$  和  $v + \frac{\partial v}{\partial y} dy$ 。在小变

形条件下， $O'A'$  与  $x$  轴的夹角  $\varphi_1 = \frac{\partial v}{\partial x} dx = \frac{\partial v}{\partial x}$ ， $O'B'$  与  $y$  轴的夹角  $\varphi_2 = \frac{\partial u}{\partial y} dy = \frac{\partial u}{\partial y}$ 。

定义  $\varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)$ ，代表  $O$  点与  $x$  轴和  $y$  轴夹角变化量的一半。同理可知，

$$\varepsilon_{xz} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right), \quad \varepsilon_{yz} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)。$$

与应力张量  $\sigma$  类似，应变张量  $\varepsilon$  如式(6-14)所示，应变分量如式(6-15)所示：

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (6-14)$$

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \\ \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \\ \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \end{cases} \quad \begin{cases} \varepsilon_{xy} = \varepsilon_{yx} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \\ \varepsilon_{xz} = \varepsilon_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \\ \varepsilon_{yz} = \varepsilon_{zy} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \end{cases} \quad (6-15)$$

由式(6-15)可知，应变张量  $\varepsilon$  只有 6 个独立的应变分量，此也确定了某点（O 点）的应变状态。

由式(6-14)可知，应变张量  $\varepsilon$  为二阶对称张量，其有三个不变量，即不随坐标变换而变化的标量，如式(6-16)至式(6-18)所示：

$$I_1' = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z \quad (6-16)$$

$$I_2' = - \begin{vmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_z \end{vmatrix} \quad (6-17)$$

$$= -(\varepsilon_x \varepsilon_y + \varepsilon_y \varepsilon_z + \varepsilon_z \varepsilon_x) + \varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2$$

$$I_3' = \begin{vmatrix} \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z \end{vmatrix} = \varepsilon_x \varepsilon_y \varepsilon_z + 2\varepsilon_{xy} \varepsilon_{yz} \varepsilon_{zx} - \varepsilon_x \varepsilon_{yz}^2 - \varepsilon_y \varepsilon_{zx}^2 - \varepsilon_z \varepsilon_{xy}^2 \quad (6-18)$$

设应变张量  $\varepsilon$  的第一不变量  $I_1'$  的三分之一为平均线应变  $\varepsilon_m$ ，如式(6-19)所示：

$$\varepsilon_m = \frac{1}{3} I_1' = \frac{1}{3} (\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z) \quad (6-19)$$

## 2. 应变张量的分解

应变张量  $\varepsilon$  可分解为应变球张量  $\varepsilon_m \delta$  和应变偏张量  $e$ ，如式(6-20)所示：

$$\begin{aligned} \varepsilon = \varepsilon_m \delta + e &= \begin{bmatrix} \varepsilon_m & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_m & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_x & e_{xy} & e_{xz} \\ e_{yx} & e_y & e_{yz} \\ e_{zx} & e_{zy} & e_z \end{bmatrix} \\ &= \begin{bmatrix} \varepsilon_m & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_m & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \varepsilon_x - \varepsilon_m & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y - \varepsilon_m & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z - \varepsilon_m \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6-20)$$

其中： $\delta$  为克罗内克函数。

应变球张量  $\varepsilon_m \delta$  只有线应变且三者相等，而没有剪应变，因此只会引起体积改变，不产生塑性变形，与屈服无关；应变偏张量  $e$  则与塑性变形有关。

由于应变偏张量  $e$  也为二阶对称张量，因此也有三个不变量，如式(6-21)至

式(6-23)所示:

$$J_1' = e_x + e_y + e_z = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z - 3\varepsilon_m = 0 \quad (6-21)$$

$$J_2' = - \begin{vmatrix} e_x & e_{xy} \\ e_{yx} & e_y \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} e_y & e_{yz} \\ e_{zy} & e_z \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} e_x & e_{xz} \\ e_{zx} & e_z \end{vmatrix} \quad (6-22)$$

$$= - (e_x e_y + e_y e_z + e_z e_x) + e_{xy}^2 + e_{yz}^2 + e_{zx}^2$$

$$J_3' = \begin{vmatrix} e_x & e_{xy} & e_{xz} \\ e_{yx} & e_y & e_{yz} \\ e_{zx} & e_{zy} & e_z \end{vmatrix} = e_x e_y e_z + 2e_{xy} e_{yz} e_{zx} - e_x e_{yz}^2 - e_y e_{zx}^2 - e_z e_{xy}^2 \quad (6-23)$$

由式(6-20)可知,  $e_x = \varepsilon_x - \varepsilon_m$ ,  $e_y = \varepsilon_y - \varepsilon_m$ ,  $e_z = \varepsilon_z - \varepsilon_m$ ,  $e_{xy} = \varepsilon_{xy}$ ,  $e_{xz} = \varepsilon_{xz}$ ,  $e_{yz} = \varepsilon_{yz}$ , 将其带入式(6-22)中, 可得:

$$J_2' = \frac{1}{6} \left[ (\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + 6(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2) \right] \quad (6-24)$$

### 3. 等效应变

与应力强度类似,  $\varepsilon_i$  为一点的应变强度或等效应变, 如式(6-25)所示:

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \times \sqrt{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + 6(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{yz}^2 + \varepsilon_{zx}^2)} \quad (6-25)$$

等效应变可以真实准确地反映一点的应变强度, 可将其作为研究裂纹尖端应变场的参数。ABAQUS有限元软件中可自动输出 6 个独立的应变分量, 将其带入到式(6-25)中, 可计算得到等效应变。

## 6.3.2 拘束控制区

等效应力和等效应变可以分别作为裂纹尖端应力场和应变场的表征参数。将两者相结合, 即可描述裂尖应力应变场。由于 CT 试样在侧槽位置处具有强烈的应力集中现象, 所以在厚度方向上设置了不同的网格密度, 随逐渐靠近侧槽, 网格逐渐加密, 如第 3 章 3.2.1.2 节图 3-1(c)所示。因此, 裂纹扩展路径也是不均匀分布的, 如图 6-3 所示。

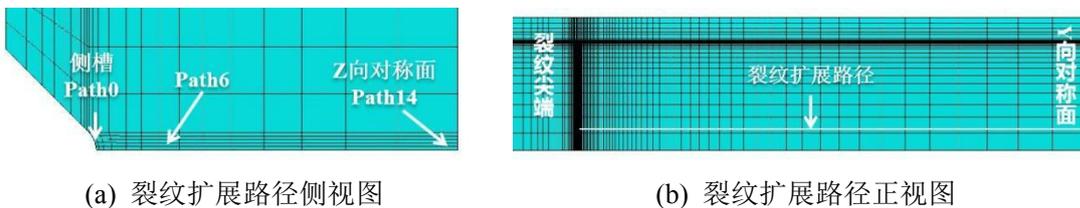


图 6-3 裂纹扩展路径的定义 (编号: A04B15)

以编号为 A04B15 的 CT 试样为例, 如图 6-3 所示, 定义侧槽根部的裂纹扩展路径为 Path0, 距离侧槽根部 0.5mm 的裂纹扩展路径为 Path6, Z 向对称面的

扩展路径为 Path14。将这三条路径上的等效应力和等效应变随裂纹扩展方向，即  $X$  向坐标变化趋势绘制在图 6-4(a)中。

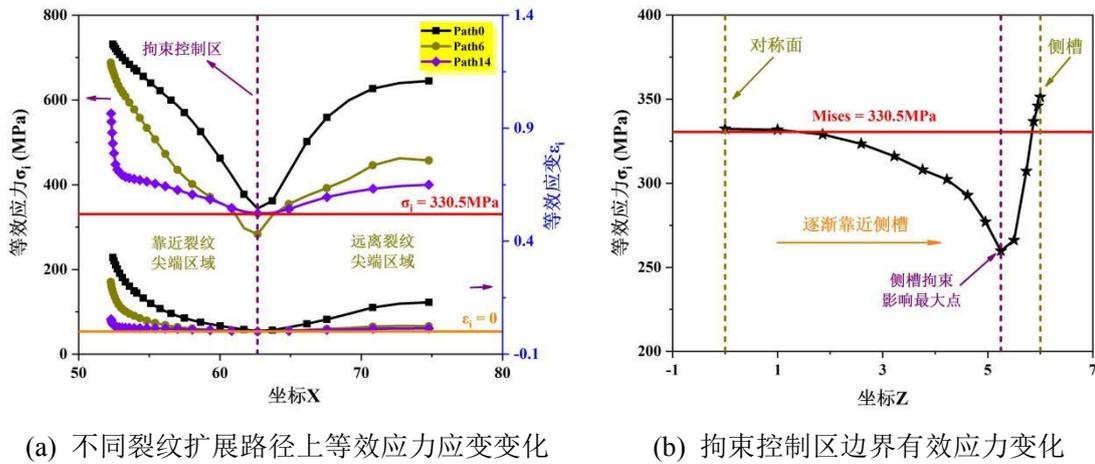


图 6-4 拘束控制区的确定

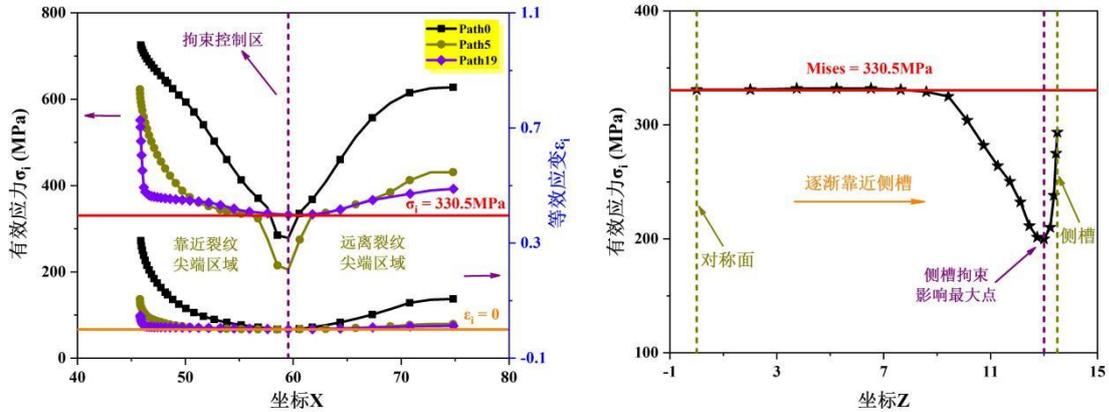
由图 6-4(a)可知，对于不同的裂纹扩展路径，等效应力与等效应变的变化趋势相同。随  $X$  坐标的增大，逐渐远离裂纹尖端，等效应力与等效应变先减小后增大。将拐点定义为  $P_{\text{ESS}}$ ，不同路径上  $P_{\text{ESS}}$  的  $X$  坐标相同，等效应变均为 0，但等效应力数值不同。图 6-4(b)为不同裂纹扩展路径上  $P_{\text{ESS}}$  的等效应力随厚度方向，及  $Z$  向坐标的变化规律。结果表明，随  $Z$  坐标的增大，逐渐靠近侧槽， $P_{\text{ESS}}$  的等效应力先逐渐减小后迅速增大。

无论是由裂纹长度变化引起的面内拘束，还是由试样厚度变化引起的面外拘束，亦或是裂纹长度与试样厚度同时变化引起的面内/面外复合拘束，其对裂纹尖端应力应变场的影响都是有一定范围的，作者将拘束对裂纹尖端应力应变场的影响范围，即裂纹尖端到等效应力应变沿裂纹扩展方向的最小值之间的区域定义为拘束控制区，在图 6-4(a)中表示为裂纹尖端到拐点  $P_{\text{ESS}}$  之间的区域。在拘束控制区内，等效应力和等效应变随远离裂纹尖端而逐渐减小，在拐点  $P_{\text{ESS}}$  处达到最低值；在拘束控制区外，拘束的丧失会减小材料塑性变形的阻碍作用，使其等效应力和等效应变逐渐增大。

图 6-4(b)为拘束控制区边界，即拐点  $P_{\text{ESS}}$  所对应的等效应力随  $Z$  向坐标变化趋势。由于侧槽的存在会增大面外拘束作用，导致等效应力的降低。拘束影响最大位置处在距离侧槽约为 0.5mm 位置处，等效应力随逐渐靠近  $Z$  向对称面上而缓慢增大，直至趋于平稳。

编号为 A05B30 的 CT 试样等效应力和等效应变在不同裂纹扩展路径上的变化趋势如图 6-5 所示。结果表明编号为 A04B15 和 A05B30 的 CT 试样变化趋势

相同，证明该现象与试样尺寸无关，具有通用性。需要注意的是，A05B30 试样在厚度方向上分为 20 层，因此 Z 向对称面的扩展路径为 Path19，且距离侧槽根部 0.5mm 的裂纹扩展路径为 Path5。



(a) 不同裂纹扩展路径上等效力应变变化

(b) 拘束控制区边界有效应力变化

图 6-5 等效力应变在不同裂纹扩展路径的变化趋势(编号: A15B30)

### 6.3.3 屈服范围

拘束是材料对裂纹尖端塑性变形的阻碍作用，因此拘束与屈服相关。根据 Mises 屈服准则，当某一点的 Mises 应力等于材料屈服应力时，该点屈服。图 6-4(b) 和图 6-5(b) 表明只有在靠近侧槽根部和靠近 Z 向对称面时，拘束控制区内所有点才全部屈服。作者将裂纹尖端到等效力等于材料屈服应力之间的区域定义为屈服范围，选取拘束控制区中屈服范围内的等效力和等效力应变，可以准确描述拘束对于裂纹尖端应力应变场的影响。

### 6.3.4 $A_{ESS}$ 计算方法

由于在拘束控制区中，不同裂纹扩展路径的屈服范围不同，因此等效力—等效力应变曲线下的面积也不同，故而采用加权平均的方法，对不同裂纹扩展路径上拘束控制区范围中屈服范围内的等效力—等效力应变曲线下的面积  $A_M$  进行计算，其计算公式如式(6-26)所示。参考试样的面积  $A_{tef}$  也是如此计算， $A_{ESS}$  则可根据式(6-1)进行计算。

$$A_M = \frac{1}{B_N/2} \times \left[ \frac{(z_1 - z_0)(A_{M0} + A_{M1})}{2} + \frac{(z_2 - z_1)(A_{M1} + A_{M2})}{2} + \dots + \frac{(z_j - z_{j-1})(A_{Mj-1} + A_{Mj})}{2} + \dots + \frac{(z_{14} - z_{13})(A_{M13} + A_{M14})}{2} \right] \quad (6-26)$$

其中： $z_j$  为第  $j$  条裂纹扩展路径对应的 Z 向坐标， $z_0 = 0$  代表 Z 向对称面裂

纹扩展路径， $z_{14} = B_N/2$  代表侧槽根部裂纹扩展路径。

#### 6.4 $A_{ESS}$ 与不同面内/面外拘束试样延性断裂韧度 $J_{IC}$ 的关联

对不同面内/面外拘束的 CT 试样延性断裂韧度  $J_{IC}$  进行无量纲化处理，即  $J_{IC}/J_{ref}$ ， $J_{ref}$  为参考试样的延性断裂韧度。不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  值如表 6-1 所示。建立  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  之间的关联线，如图 6-6 所示，其表达式如式(6-27)所示。由于编号为 A05B7.5 的 CT 试样几何尺寸并不合适，因此与出现一定偏差。因此在进行线性拟合时将该试样排除。

表 6-1 不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$

拘束类型	试样编号	$J_{IC}/J_{ref}$	$A_{ESS}$
面内拘束	A035B15	1.509	1.589
	A04B15	1.229	1.294
	A05B15	1	1
	A06B15	0.9	0.907
	A07B15	0.862	0.841
面外拘束	A05B7.5	0.853	0.85
	A05B15	1	1
	A05B30	0.912	0.909
	A05B45	0.867	0.872
	A05B60	0.863	0.858
	Plane Strain	0.744	0.738
	A04B60	1.055	1.124
面内/面外	A05B45	0.867	0.872
复合拘束	A06B30	0.789	0.772
	A07B15	0.862	0.841

注：表格中蓝色字体的两个 CT 试样相同，红色字体的两个 CT 试样相同

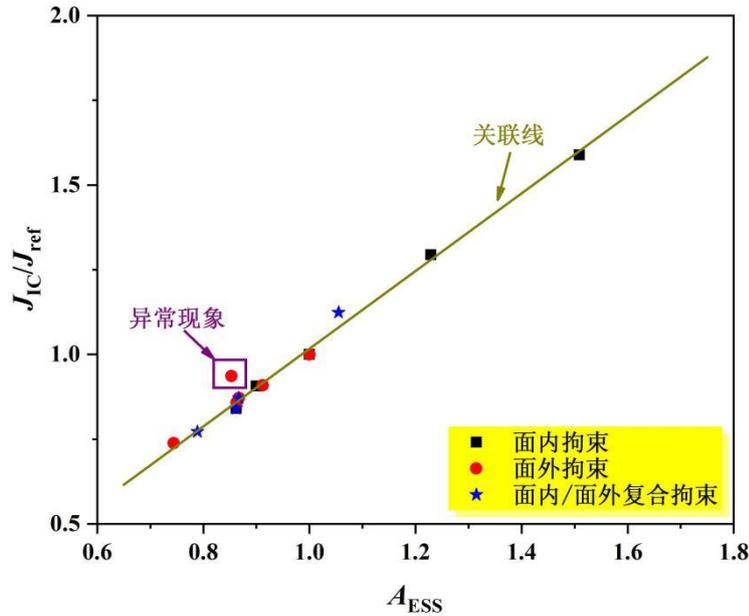


图 6-6 不同面内/面外拘束的 CT 试样无量纲化延性断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  之间的关系

$$A_{ESS} = 1.147 \times J_{IC} / J_{ref} - 0.130 \quad (6-27)$$

结果表明不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  之间呈现良好的线性关系，证明  $A_{ESS}$  可作为统一的拘束参数对不同面内/面外拘束进行表征，同时可以精准的描述裂纹尖端应力应变场。

统一拘束参数  $A_{ESS}$  可纳入材料的完整性评定中。目前最常用的含缺陷结构的完整性评定规范为英国的 R6 规范<sup>[8]</sup>以及欧洲的 SINTAP 规范<sup>[6]</sup>。R6 规范首次提出利用失效评定曲线对含裂纹结构进行失效分析，横坐标表示无量纲断裂韧度  $K_r$ ，即裂纹应力强度因子  $K$  与材料应力强度因子  $K_{IC}$  的比值；纵坐标表示无量纲载荷  $L_r$ ，即外部载荷  $F$  与塑性失稳载荷  $F_L$  的比值。R6 规范主要思路认为结构受到外部载荷发生破坏的应力状态始终处于脆性断裂和塑性失稳两个极限状态中，评定思路是含裂纹结构受破坏程度通过脆性断裂判据和塑性失稳判据建立的失效评定曲线加以体现<sup>[162]</sup>。该方法的特点是根据评估点在评定区域内的位置判定结构断裂模式，如图 6-7(a)所示。SINTAP 规范评定结果可以由 FAD 或者 CDF 两种形式表现，其中 FAD 失效评定曲线法与 R6 规范的评定过程类似；CDF 法主要以裂纹扩展过程中  $J$  积分的变化或者裂纹尖端张开位移 CTOD 两种参数作为评定曲线纵轴参数，通过断裂判据  $J \geq J_{IC}$  对结果进行判定，如图 6-7(b)所示。

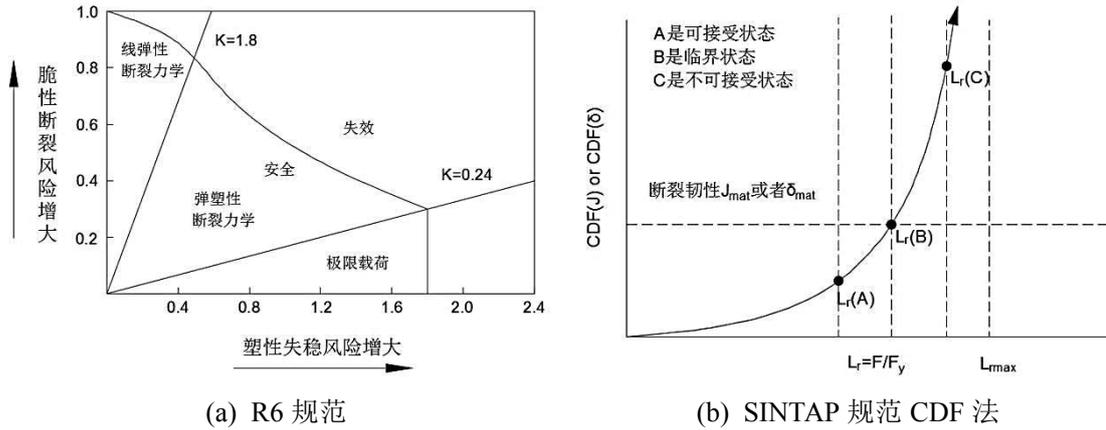


图 6-7 完整性评定规范<sup>[162]</sup>

由于 R6 规范和 SINTAP 规范中评定曲线的纵坐标数值为材料的断裂韧度，会受到拘束的显著影响。因此利用统一拘束参数  $A_{ESS}$  与材料无量纲断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  的关联线，将  $J_{IC}/J_{ref}(A_{ESS})$  应用于完整性评定规范之中，更能准确地预测评估点所处状态，判定结构断裂模式。

### 6.5 本章小结

本章通过对 G20Mn5QT 铸钢材料不同面内/面外拘束的 CT 静态裂纹试样进行有限元模拟，提出可表征面内/面外复合拘束的新的统一参数  $A_{ESS}$ ，并建立其与无量纲延性断裂韧度的关联线  $A_{ESS} - J_{IC}/J_{ref}$ 。其主要内容和所得结论如下所示：

(1) 第二节介绍了不同面内/面外拘束的 CT 静态裂纹试样有限元建模过程，包括试样尺寸、模型细节、加载方式和输出参数。

(2) 第三节对面内/面外复合拘束统一表征参数  $A_{ESS}$  的理论背景和计算方法进行了详细的说明。通过提取不同面内/面外拘束的 CT 试样与标准高拘束 CT 试样裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力和等效应变，求出其等效应力—等效应变曲线下面积的加权平均值  $A_M$  和  $A_{ref}$ ，计算出统一拘束参数  $A_{ESS} = A_M/A_{ref}$ 。在此过程中提出了拘束控制区和屈服范围的概念，更用来精准描述拘束对裂纹尖端应力应变场的影响。

(3) 第四节结合第 5 章利用 GTN 细观损伤模型计算得到的不同面内/面外拘束的 CT 试样延性断裂韧度  $J_{IC}$ ，建立不同面内/面外拘束的 CT 试样无量纲延性断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  与  $A_{ESS}$  的关联线  $A_{ESS} - J_{IC}/J_{ref}$ ，为 G20Mn5QT 铸钢材料实际工程构件或结构的安全性设计与完整性评定提供理论指导和计算参数。



## 第 7 章 总结与展望

本文通过理论分析、宏观试验，数值模拟相结合的方式，探究不同面内/面外拘束对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性的影响。提出可以表征面内/面外复合拘束的新的统一参数  $A_{\text{ESS}}$ ，并建立此与材料断裂韧度之间的关联线  $A_{\text{EES}} - J_{\text{IC}}/J_{\text{ref}}$ ，为 G20Mn5QT 的安全性设计和完整性评定提供参数和理论指导。通过引入图像处理技术和声发射技术，对断裂韧度试验进行阶段性分析，计算各阶段分界点的断裂韧度，建立断裂判据，以此明确裂纹演变过程和断裂失效模式，使声发射技术在金属材料断裂韧性评价领域中得到进一步应用。论文主要结论、创新点及展望总结如下：

### 7.1 主要结论

(1) 根据规则化法，结合所提出的新的塑性因子  $\eta$  表达式，对 G20Mn5QT 铸钢材料不同面内拘束的 CT 试样  $J-R$  阻力曲线和延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$  进行试验测定。随着面内拘束的增强， $J-R$  阻力曲线降低且  $J_{\text{IC}}$  减小，材料断裂韧性减弱。利用扫描电镜对断口形貌进行分析，明确其微观断裂机理，结果表明随面内拘束作用加强，断裂机理从孔洞延性断裂经由韧性/脆性混合断裂转变为脆性断裂。

(2) 利用图像处理技术对 CT 试样表面裂纹不同时刻下裂纹扩展长度进行测量，确定预制疲劳裂纹开裂时刻和裂纹萌生时刻，结合声发射参数在裂纹扩展阶段表现出的明显特征差异性，对 G20Mn5QT 不同面内拘束的 CT 试样断裂韧度试验进行阶段性分析。其裂纹演变过程从预制疲劳裂纹开裂，过渡至裂纹萌生，后经过缓慢扩展、稳定扩展、快速扩展直至最后失稳扩展。将裂纹稳定扩展时刻对应的断裂韧度  $J_{\text{IPAE}}$  作为试样失效的临界值，建立基于图像处理技术和声发射技术的断裂判据  $J \geq J_{\text{IPAE}}$ ，并与经典断裂判据  $J \geq J_{\text{IC}}$  进行对比，结果表明断裂判据  $J \geq J_{\text{IPAE}}$  应用于工程中更保守。

(3) 采用 ABAQUS 有限元软件内嵌的 GTN 细观损伤模型，经过大量参数化分析，标定 GTN 模型参数，用以预测 G20Mn5QT 不同面内/面外拘束的 CT 试样  $J-R$  阻力曲线和延性断裂韧度  $J_{\text{IC}}$ 。面内或面外拘束的增强，会导致材料断裂韧性的降低。面内面外拘束具有交互作用，低面内拘束会增大面外拘束的作用，高面内拘束对面外拘束不敏感。

(4) 通过对不同面内/面外拘束的 CT 试样与标准高拘束 CT 试样静态裂纹

的有限元分析,提取其裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内的等效应力和等效应变,求出其等效应力—等效应变曲线下面积的加权平均值  $A_M$  和  $A_{ref}$ ,提出可表征面内/面外复合拘束的统一拘束参数  $A_{ESS} = A_M/A_{ref}$ ,以此描述裂纹尖端应力应变场。建立其与无量纲延性断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  的关联线  $A_{ESS} - J_{IC}/J_{ref}$ ,为 G20Mn5QT 铸钢材料实际工程构件或结构的安全性设计与完整性评定提供理论指导和计算参数。

## 7.2 创新点

(1) 基于图像处理技术和声发射技术,提出了一种对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧度试验进行阶段性分析的新方法。该法可以准确描述裂纹演变过程,并提出一种 G20Mn5QT 断裂判据  $J \geq J_{IPAE}$ 。

(2) 基于裂纹扩展路径上拘束控制区中屈服范围内等效应力—等效应变曲线下面积的加权平均值,定义了一个新的面内/面外统一拘束参数  $A_{ESS}$ ,并建立其与材料无量纲断裂韧度  $J_{IC}/J_{ref}$  的关联线  $A_{ESS} - J_{IC}/J_{ref}$ ,用以表征不同面内/面外拘束对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧性的影响。

## 7.3 展望

由于作者水平和研究时间有限,论文仍有需要完善之处,可以从以下几方面展开进一步研究:

(1) 在利用 GTN 模型对材料断裂韧性进行预测时,作者仅针对初始孔洞体积分数  $f_0$ 、孔洞形核粒子体积分数  $f_N$ 、临界孔洞体积分数  $f_c$  以及失效孔洞体积分数  $f_F$  这四个参数进行了参数化分析,但对另外五个参数,模型本构参数  $q_1$ 、 $q_2$ 、 $q_3$  以及孔洞形核参数  $\varepsilon_N$ 、 $S_N$  仍需进一步分析和研究。

(2) 作者基于 G20Mn5QT 铸钢材料和 CT 试样,提出了面内/面外统一拘束参数  $A_{ESS}$ 。但该参数在不同材料、不同试样形式以及不同加载方式下的适用性以及可行性仍需进一步分析和研究。

(3) 作者提出的基于声发射技术和图像处理技术对 G20Mn5QT 铸钢材料断裂韧度试验进行阶段性分析的方法以及断裂判据对于不同材料的适用性和可行性仍需进一步研究。

## 参考文献

- [1] DIN EN 10293. Steel castings for general engineering Steel castings for general engineering uses [S]. European Committee for Standardization (CEN), 2005.
- [2] Schober H. Cast steel joints for tubular structures [C]. Proceedings of the 10th International Symposium. Madrid: CRC Press, 2003: 143-152.
- [3] 张耀康. 柱顶理想铰节点在浦东国际机场 T2 航站楼钢屋盖结构中的应用和研究[A]. 天津大学、上海交通大学. 第十届全国现代结构工程学术研讨会论文集[C]. 天津大学、上海交通大学: 全国现代结构工程学术研讨会学术委员会, 2010: 7.
- [4] 宋杰, 李阳, 张其林, 等. 杭州国际会议中心巨型铸钢节点试验研究[J]. 建筑结构学报, 2007(S1): 98-103+110.
- [5] 韦艳娜, 罗永峰, 贾宝荣, 等. 重庆渝北体育馆铸钢节点受力性能分析[J]. 钢结构, 2010, 25(08): 27-31.
- [6] SINTAP. Structural integrity assessment procedures for European industry [S]. British Steel Report, 1999.
- [7] Minami F, Ohata M, Shimanuki H, et al. Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73(14): 1996-2020.
- [8] R6. Assessment of the integrity of structures containing defects, Revision 4 [S]. British Energy Ltd, 2007.
- [9] BS 7910. Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures [S]. British Standards Institution , 2015.
- [10] ISO 12315. Metallic materials-Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness [S]. International Organization for Standardization, 2016.
- [11] ASTM E399. Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials [S]. American society for testing and materials, 2020.
- [12] ASTM E1820. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness [S]. American society for testing and materials, 2020.
- [13] BS 7448-4. Fracture mechanics toughness tests-Part 4: Method for determination of fracture resistance curves and initiation values for stable crack extension in metallic materials [S]. The British Standards Institution, 1997.
- [14] BS 8571. Method of test for determination of fracture toughness in metallic

- materials using single edge notch tension (SENT) specimen [S]. The British Standards Institution, 2018.
- [15] DNV RP F108. Fracture control for pipeline installation methods introducing cyclic plastic strain [S]. Det Norske Veritas, 2006.
- [16] GB/T 21143. 金属材料 准静态断裂韧度的统一试验方法[S]. 中国标准出版社, 2015.
- [17] 沈功田. 声发射检测技术及应用[M]. 北京: 科学出版社, 2015: 1-4.
- [18] 郭琪. 铸钢节点环形对接焊缝的疲劳性能试验研究及数值分析[D]. 天津大学, 2016.
- [19] 许颜涛. 铸钢及其对接焊缝疲劳裂纹扩展及声发射监测研究[D]. 天津大学, 2021.
- [20] 王鑫. 铸钢及其对接焊缝腐蚀疲劳性能及寿命评估方法研究[D]. 天津大学, 2021.
- [21] Han QH, Huang QW, Lu Y. Cyclic Response and Constitutive Model Study of G20Mn5QT Cast Steel [J]. International journal of steel structures, 2020, 20(4): 1327-1340.
- [22] Tong LW, Zhang YF, Zhang LY, et al. Ductility and energy dissipation behavior of G20Mn5QT cast steel shear link beams under cyclic loading [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 149: 64-77.
- [23] 雷鹏. 铸钢微观断裂判据研究及其在节点断裂预测中的应用[D]. 天津大学, 2017.
- [24] 李帅. 铸钢 G20Mn5QT 微观断裂机制模型的参数校准及应用[D]. 天津大学, 2018.
- [25] Lu J, Liu HB, Chen ZH, et al. Experimental investigation of the residual mechanical properties of cast steels after exposure to elevated temperature [J]. Construction and Building Materials, 2017, 143(15): 259-271.
- [26] Rice JR. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks [J]. Journal of Applied Mechanics, 1968, 35: 379-386.
- [27] Sumpter JDG, Turner CE. Method for laboratory determination of  $J_c$  [C]. ASTM STP 601. Cracks and fracture. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1976: 3-18.
- [28] Sumpter JDG. Determination for shallow notch welded bend specimens [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structure, 1987, 10(6): 479-493.
- [29] Kirk MT, Dodds RH. J and CTOD estimation equations for shallow cracks in single edge notch bend specimens [J]. Shallow Crack Fracture Mechanics Toughness Tests & Applications, 1993, 21(4): 170-181.

- 
- [30] Kim YJ, Schwalbe KH. On experimental  $J$  estimation equations based on CMOD for SE(B) specimens [J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 2001, 29(1): 67-71.
- [31] Donato GHB, Ruggieri C. Estimation procedures for  $J$  and CTOD fracture parameters using three-point bend specimens [C]. *Proceedings of the 6th International Pipeline Conference*. Canada: American Society of Mechanical Engineers, 2006: 1-9.
- [32] Zhu XK, Leis BN, Joyce JA. Experimental estimation of  $J$ - $R$  curves from load-CMOD record for SE(B) specimens [J]. *Journal of ASTM International*, 2008, 5(5): 66-86.
- [33] Petti JP, Dodds Jr. RH, Link RE. Crack mouth opening displacement-based  $\eta$  factors for SE(B) specimens [J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 2009, 37(4): 383-386.
- [34] Souza de. RFD, Ruggieri C. Revised  $\eta$ -factors and  $J$ -CTOD relationships for SE(B) fracture specimens including 3D effects and implications for fracture toughness measurements [J]. *Materials Performance and Characterization*. 2015, 4(2): 34-54.
- [35] Dey S, Chattopadhyay J. New load-line-displacement based  $\eta$  factor equation to evaluate  $J$ -integral for SE(B) specimen considering material strain hardening and no-crack displacement effect [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, 179: 165-176.
- [36] Mathias L, Sarzosa D, Ruggieri C. Effects of specimen geometry and loading mode on crack growth resistance curves of a high-strength pipeline girth weld [J]. *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, 2013, 111: 106-119.
- [37] Sen D, Chattopadhyay J. New  $\eta$ -factor equation for evaluation of  $J$ -integral of shallow cracked CT specimen considering R-O material strain hardening [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2018, 97: 98-107.
- [38] Cravero S, Ruggieri C. Estimation procedure of  $J$ -resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2007, 74(17): 2735-2757.
- [39] Ruggieri C, Sarzosa D, Hippert E. Fracture resistance testing of pipeline girth welds with strength undermatch using low-constraint specimens [J]. *Procedia Structural Integrity*, 2019, 18: 36-45.
- [40] Shen G, Tyson WR. Crack Size Evaluation using unloading compliance in single-notched tension fracture toughness testing [J]. *Journal of Testing and Evaluation*, 2009, 37(4): 347-357.
- [41] Ruggieri C. Further results in  $J$  and CTOD estimation procedures for SE(T) fracture specimens - Part I: Homogeneous materials [J]. *Engineering Fracture*

- Mechanics, 2012, 79: 245–265.
- [42] Wang EY, Waele WD, Hertelé S. A complementary  $\eta_{pl}$  approach in  $J$  and CTOD estimations for clamped SENT specimens [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2015, 147: 36-54.
- [43] Ernst HA, Paris PC, Landes JD. Estimations on  $J$ -integral and tearing modulus  $T$  from a single specimen test record [C]. ASTM STP 743. Fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1981: 476-502.
- [44] Clarke GA, Andrews WR, Paris PC, et al. Single specimen tests for  $J_{IC}$  determination [C]. ASTM STP 590. Mechanics of crack growth. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1976: 27-42.
- [45] Verstraete MA, Hertelé S, Denys RM, et al. Evaluation and interpretation of ductile crack extension in SENT specimens using unloading compliance technique [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 115: 190-203.
- [46] Almeida de. CFG, Bastian FL, Castrodeza EM. Comparison of  $J$ - $R$  curves and  $J_C$  values of C(T) and M(T) specimens of bidirectional GLARE 3 5/4 0.3 fiber-metal laminates [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2016, 159: 79-89.
- [47] Castrodeza EM, Soldan L, Bastian FL. Crack Resistance Curves of GLARE Laminates by Elastic Compliance [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73(16): 2292-2303.
- [48] Figueiredo M, Castro P.  $J$  resistance curve behaviour of S355NL structural steel using the unloading compliance technique [J]. Ciência & Tecnologia Dos Materiais, 2015, 27(1): 1-9.
- [49] Bailey BPS. Sources of Variation in  $J_{IC}$  Measurements of Ductile Fracture Toughness Using Unloading Compliance [J]. Procedia Structural Integrity, 2016, 2: 3758-3763.
- [50] Johnson HH. Calibrating the electric potential method for studying slow crack growth [J]. Journal of Materials Research & Standards, 1965, 5: 442-445.
- [51] Schwalbe KH, Hellmann D. Application of the electrical potential method of crack length measurement using Johnson's formula [J]. Journal of Testing and Evaluation, 1981, 9: 218-221.
- [52] Bakker A. A DC potential drop procedure for crack initiation and  $R$ -curve measurements during ductile fracture tests [C]. ASTM STP 586. Elastic-plastic fracture test methods: the user's experience. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1985: 394-410.
- [53] Meneghetti G, Vecchiato L, Campagnolo A, et al. Numerical calibration of the direct current potential drop (DCPD) method in fracture mechanics fatigue tests [J]. Procedia Structural Integrity, 2020, 28: 1536-1550.
- [54] Vecchiato L, Campagnolo A, Meneghetti G. Numerical calibration and

- experimental validation of the direct current potential drop (DCPD) method for fracture mechanics fatigue testing of single-edge-crack round bars [J]. International Journal of Fatigue, 2021, 150: 106316.
- [55] Sharobeam MH, Landes JD. The load separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics [J]. International Journal of Fracture, 1991, 47(2): 81-104.
- [56] Sharobeam MH, Landes JD. The load separation and  $\eta_{pl}$  development in precracked specimen test records development in precracked specimen test records [J]. International Journal of Fracture, 1993, 59(3): 213-226.
- [57] Ernst H, Paris PC, Rossow M, et al. Analysis of load-displacement relationship to determine  $J$ - $R$  curve and tearing instability material properties [C]. ASTM STP 677. Fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials. 1979: 581-599.
- [58] Joyce JA, Ernst H, Paris PC. Direct evaluation of  $J$  - resistance curves from load displacement records [C]. ASTM STP 700. Fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials. 1980: 222-236.
- [59] Herrera R, Landes JD. Direct  $J$ - $R$  curve analysis: a guide to the methodology [C]. ASTM STP 1074. Fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1990: 24-43.
- [60] Zhu XK, Joyce JA.  $J$ -resistance curve testing of HY80 steel using SE(B) specimens and normalization method [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2007, 74: 2263-2281.
- [61] Zhu XK, Lam PS, Chao YJ. Application of normalization method to fracture resistance testing for storage tank A285 carbon steel [J]. International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2009, 86(10): 669-676.
- [62] Zhu XK, Leis BN. Fracture resistance curve testing of X80 pipeline steel using the SENB specimen and normalization method [J]. The Journal of Pipeline Engineering, 2008, 7: 126-136.
- [63] Joyce JA, Joyce PJ. Toughness characterization of a metal filled polytetrafluoro-ethylene using the  $J$ -integral [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71(16-17): 2513-2531.
- [64] Dzugan J, Viehrig HW. Application of the normalization method for the determination of  $J$ - $R$  curves [J]. Materials Science & Engineering A, 2004, 387: 307-311.
- [65] Wang HT, Wang GZ, Xuan FZ, et al. An experimental investigation of local fracture resistance and crack growth paths in a dissimilar metal welded joint [J]. Materials & Design, 2013, 44: 179-189.
- [66] Yang J, Wang GZ, Xuan FZ, et al. An experimental investigation of in-plane

- constraint effect on local fracture resistance of a dissimilar metal welded joint [J]. *Materials & Design*, 2014, 53: 611-619.
- [67] Bao C, Cai LX, Shi KK, et al. Improved normalization method for ductile fracture toughness determination based on dimensionless load separation principle [J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2015, 28(2): 168-181.
- [68] Tang JK, Liu Z, Shi SW, et al. Evaluation of fracture toughness in different regions of weld joints using unloading compliance and normalization method [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2018, 195: 1-12.
- [69] Gao H, Wu YF, Li CQ. Performance of normalization method for steel with different strain hardening levels and effective yield strengths [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2019, 218: 106594.
- [70] Liu Z, Wang X, Shi SW, et al. Application of modified normalization method for curve determination using clamped SENT specimens with varying in-plane and out-of-plane constraints [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2020, 230: 106968.
- [71] Irwin GR. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1957, 24: 361-364.
- [72] Griffith AA. The phenomena of rupture and flow in solids [J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society*, 1921, A221: 163-197.
- [73] Hutchinson JW. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16: 13-31.
- [74] Rice JR, Rosengren GF. Plane strain deformation near crack tip in a power-law hardening material [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16: 1-12.
- [75] LEE BJ, Parks DM, Ahzi S. Micromechanical modeling of large plastic deformation and texture evolution in semi-crystalline polymers [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1993, 41(10): 1651-1687.
- [76] Kim YJ, Seok CS, Chang YS, et al. Fracture properties evaluation of carbon steel piping for main steam line [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1995, 158: 241-251.
- [77] Rice JR. Limitations to the small scale yielding approximation for crack tip plasticity [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1974, 22: 17-26.
- [78] Williams ML. On the stress distribution at the base of stationary crack [J]. *International Journal of Applied Mechanics*, 1957, 24: 111-114.
- [79] Dodds RH, Anderson TL, Kirk MT. A framework to correlate a/W ratio effects on elastic plastic fracture toughness [J]. *International Journal of Fracture*, 1991, 48: 1-22.
- [80] Bilby BA, Cardew GE, Goldthorpe MR, et al. A finite element investigation of

- the effect of specimen geometry on the fields of stress and strain at the tips of stationary cracks [A]. Size effects in fracture [C]. London: Mechanical Engineering Publications Limited, 1986: 37-46.
- [81] Betegon C, Hancock JW. Two parameter characterization of elastic-plastic crack-tip fields [J]. International Journal of Applied Mechanics 1991, 58: 104-110.
- [82] Hancock JW, Reuter WG, Parks DM. Constraint and toughness parameterized by T [C]. ASTM STP 1171. Constraint effects in fracture. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1993: 1 -40.
- [83] Sumpter JDG. An experimental investigation of the T-stress approach [C]. ASTM STP 1171. Constraint effect in fracture. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1993: 492-502.
- [84] Tregoning RL, Joyce JA. Application of T-stress based constraint correction to A533B steel fracture toughness data [C]. ASTM STP 1417. Fatigue and fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 2002: 307-327.
- [85] O'Dowd NP, Shih CF. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter: Part I: Structure of fields [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1991, 39: 989-1015.
- [86] O'Dowd NP, Shih CF. Two-Parameter Fracture Mechanics: Theory and Applications [J]. Fracture Mechanics, 1994, 24: 21-47.
- [87] O'Dowd NP. Application of two parameter approaches in elastic-plastic fracture mechanics [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1995, 52: 445-465.
- [88] O'Dowd NP, Shih CF. Family of crack-tip fields characterized by a triaxiality parameter-II: Fracture applications [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1992, 40: 939-963.
- [89] Nevalainen M, Dodds RH. Numerical investigation of 3-D constraint effects on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens [J]. International Journal of Fracture, 1995, 74: 131-161.
- [90] Joyce JA, Hackett EM, Roe C. Effect of crack depth and mode of loading on the *J-R* curve behavior of a high-strength steel [C]. ASTM STP 1171. Constraint effects in fracture. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1993: 239-263.
- [91] Joyce JA, Link RE. Application of two-parameter elastic-plastic fracture mechanics to analysis of structures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1997, 57: 431-446.
- [92] Yang S. Higher order asymptotic crack-tip fields in a power-law hardening material [D]. University of South Carolina, Columbia, South Carolina, 1993.

- [93] Yang S, Chao YJ, Sutton MA. Higher-order asymptotic fields in a power-law hardening material [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1993, 45: 1-20.
- [94] Chao YJ, Yang S, Sutton MA. On the fracture of solids characterized by one or two parameters: theory and practice [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1994, 42: 629-647.
- [95] Chao YJ, Zhu XK. Constraint-modified J-R curves and its applications to ductile crack growth [J]. International Journal of Fracture, 2000, 106: 135-160.
- [96] Zhu XK, Leis BN. Application of constraint-corrected  $J$ - $R$  curve to fracture analysis of pipe lines [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2006, 128: 581-589.
- [97] Guo WL. Elasto-plastic three-dimensional crack border field-I. Singular structure of the field [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1993, 46: 93-104.
- [98] Guo WL. Elasto-plastic three-dimensional crack border field-II. Asymptotic solution for the field [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1993, 46: 105-113.
- [99] Guo WL. Elasto-plastic three-dimensional crack border field-III. Fracture parameters [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1995, 51: 51-71.
- [100] Guo WL. Three-dimensional analysis of plastic constraint for through-thickness cracked bodies [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1999, 62: 383-407.
- [101] Kong XM, Schluter N, Dahl W. Effect of triaxial stress on mixed mode fracture [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1995, 52: 379-385.
- [102] Yuan H, Brocks W. Quantification of constraint effects in elastic-plastic crack front fields [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1998, 46(2): 219-241.
- [103] Joyce JA, Link RE. Effects of constraint on upper shelf fracture toughness [C]. ASTM STP 1256. Fatigue and fracture mechanics. Philadelphia: American Society for Testing and Materials, 1995: 142-177.
- [104] Huang Y, Wolfgang B. Quantification of constraint effects in elastic-plastic crack front fields [J]. Journal of Mechanics and Physics of Solids, 1998, 46(2): 219-241.
- [105] Huang Y, Guo YL, Alfred C. Quantification of crack constraint effects in an austenitic steel [J]. International Journal of Fracture, 1995, 71: 273-291.
- [106] Kim Y, Zhu XK and Chao YJ. Quantification of constraint on elastic-plastic 3D crack front by the  $J$ - $A_2$  three-term solution [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2001, 68: 895-914.
- [107] Kim Y, Zhu XK, Chao YJ. Effect of specimen size and crack depth on 3D crack-front constraint for SENB specimens [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2003, 40: 6267-6284.

- [108] Kim YJ, Kim JS, Cho SM. 3-D constraint effects on  $J$  testing and crack tip constraint in M(T), SE(B), SE(T) and C(T) specimens: numerical study [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71: 1203-1218.
- [109] Guo W. Three-dimensional analyses of plastic constraint for through-thickness cracked bodies [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1999, 62: 383-407.
- [110] Newman JC, Bigelow CA. Three-dimensional elastic-plastic finite-element analyses of constraint variations in cracked bodies [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1993, 46: 1-13.
- [111] Hebel J, Hohe J, Friedmann V, et al. Experimental and numerical analysis of in-plane and out-of-plane crack tip characterization by secondary fracture parameters [J]. International Journal of Fracture, 2007, 146: 173-188.
- [112] Guo WL. Recent advances in three-dimensional fracture mechanics [J]. Key Engineering Materials, 2000, 183: 193-198.
- [113] Guo WL, Pit SD, Jones R. Three-dimensional strength assessment for damage tolerant structures [J]. International Conference on Strength Theory, 1998.
- [114] 张斌. 材料结构宏观三维断裂和微观破坏行为研究[D]. 南京航空航天大学, 2005.
- [115] Zhao J, Guo W, She C. The in-plane and out-of plane stress constraint factors and  $K-T-T_z$  description of stress field near the border of a semielliptical surface crack [J]. International Journal of Fatigue, 2007, 29: 435-443.
- [116] Zhao J, Guo W, She C. The three parameter description of stress field near the border of an embedded elliptical crack [J]. Acta Mechanica, 2007, 190: 29-44.
- [117] Zhao J, Guo W, She C, et al. Three dimensional  $K-T_z$  stress fields around the embedded center elliptical crack front in elastic plates [J]. Acta Mechanica Sinica, 2006, 22(2): 148-155.
- [118] Zhao J, Guo W, She C. The in plane and out of plane stress constraint factors and  $K-T-T_z$  description of stress field near the border of a quarter elliptical corner crack [J]. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 2007, 30(8): 673-681.
- [119] Zhao J. Three-parameter approach for elastic-plastic stress field of an embedded elliptical crack [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2009, 76: 2429-2444.
- [120] Clausmeyer H, Kussmaul K, Roos E. Influence of stress state on the failure behaviors of cracked components made of steel [J]. Applied Mechanics Review, 1991, 44: 77-92.
- [121] Anderson TL, Dodds RH. Specimen size requirements for fracture toughness testing in the transition region [J]. Journal of Testing and Evaluation, 1991, 19: 123-34.

- [122] Dodds RH, Shih CF, Anderson TL. Continuum and micromechanics treatment of constraint in fracture [J]. *International Journal of Fracture*, 1993, 64: 101-133.
- [123] Mostafavi M, Pavier MJ, Smith DJ. Unified measure of constraint [M]. Manchester, 2009.
- [124] Mostafavi M, Smith DJ, Pavier MJ. Fracture of aluminium alloy 2024 under biaxial and triaxial loading [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2011, 78: 1705-1716.
- [125] Mostafavi M, Smith DJ, Pavier MJ. Amicromechanical fracture criterion accounting for in-plane and out-of-plane constraint [J]. *Computational Materials Science*, 2011, 50: 2759-2770.
- [126] 杨杰. 面内/面外统一拘束参数及其与材料及焊接接头断裂韧性的关联 [D]. 华东理工大学, 2014.
- [127] 刘尚彬. 核电异种金属焊接接头局部延性损伤和断裂行为研究 [D]. 华东理工大学, 2013.
- [128] 严博锐. 面内/面外统一拘束参数  $A_p$  在试样和管道断裂预测中的应用研究 [D]. 华东理工大学, 2017.
- [129] 查媛媛. 纳入几何与材料统一拘束的焊接接头断裂预测和评价 [D]. 华东理工大学, 2018.
- [130] Tvergaard V. On localization in ductile materials containing spherical voids [J]. *International Journal of Fracture*, 1982, 18: 157-169.
- [131] Tvergaard V, Needleman A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar [J]. *Acta Metallurgica*, 1984, 32: 157-169.
- [132] Gurson A L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I: yield criteria and flow rules for porous ductile media [J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 1977, 99: 2-15.
- [133] Garrison Jr. WM, Moody NR. Ductile fracture [J]. *Journal of Physics and Chemistry of solids*, 1987, 48(11): 1035-1074.
- [134] Shi YW, Barnby JT, Nadkarni AS. Void growth at ductile crack initiation of a structural steel [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1991, 39(1): 37-44.
- [135] Zhang ZL, Niemi E. A new failure criterion for the Gurson-Tvergaard dilatational constitutive model [J]. *International Journal of Fracture*, 1994, 70(4): 321-334.
- [136] Caceres C H, Griffiths JR. Damage by the cracking of silicon particles in an Al-7Si-0.4Mg casting alloy [J]. *Acta Materialia*, 1996, 44(1): 25-33.
- [137] Goods SH, Brown LM. Overview No. 1: The nucleation of cavities by plastic deformation [J]. *Acta Metallurgica*, 1979, 27(1): 1-15.
- [138] Samal MK, Balani K, Seidenfuss M, et al. An experimental and numerical

- investigation of fracture resistance behaviour of a dissimilar metal welded joint [J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C - Journal of Mechanical Engineering Science, 2009, 223(C7): 1507-1523.
- [139] Han K, Shuai J, Deng X, et al. The effect of constraint on CTOD fracture toughness of API X65 steel [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 124-125: 167-181.
- [140] 李相清. 核用电低合金钢断裂韧性测定和预测方法的研究[D]. 浙江工业大学, 2018.
- [141] 陈茂明. 基于 GTN 模型的 Q345B 钢损伤参数识别与节点应用[D]. 沈阳建筑大学, 2018.
- [142] Zhao L, Guo X, Cui H, et al. Numerical simulation on fracture resistance and factors affecting toughness for welded joint of low-alloy steel [J]. Advances in Engineering Software, 2019, 127(1): 8-16.
- [143] Qiang B, Wang X. Ductile crack growth behaviors at different locations of a weld joint for an X80 pipeline steel: A numerical investigation using GTN models [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2019, 213: 264-279.
- [144] Roy H, Bar HN, Sivaprasad S, et al. Acoustic emission during monotonic and cyclic fracture toughness tests of 304LN weldments [J]. International Journal of Pressure Vessels & Piping, 2010, 87: 543-549.
- [145] Oskouei R, Zucchelli A, Ahmadi M, et al. An integrated approach based on acoustic emission and mechanical information to evaluate the delamination fracture toughness at mode I in composite laminate [J]. Materials & Design, 2011, 32(3): 1444-1455.
- [146] Mukhopadhyay CK, Sasikala G, Jayakumar T, et al. Acoustic emission during fracture toughness tests of SA333 Gr.6 steel [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2012, 96: 294-306.
- [147] Hui M, Sun Y, Zhang L, et al. Acoustic emission characterization of fracture toughness for fiber reinforced ceramic matrix composites [J]. Materials Science and Engineering A, 2013, 560(10): 372-376.
- [148] Lomas H, Roest R, Wells A, et al. Estimating coke fracture toughness using acoustic emissions and changes in coefficient of friction during scratch testing [J]. 2018, 226: 564-572.
- [149] Saidane El. H, Scida D, Pac, MJ, et al. Mode-I interlaminar fracture toughness of flax, glass and hybrid flax-glass fibre woven composites: Failure mechanism evaluation using acoustic emission analysis [J]. Polymer Testing, 2019, 75: 246-253.
- [150] Zhang Y, Shi JF, Zheng JY. A method of fracture toughness  $J_{IC}$  measurement based on digital image correlation and acoustic emission technique [J].

- Materials & Design, 2020, 197: 109258.
- [151] ASTM E8/E8M. Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials [S]. American society for testing and materials, 2021.
- [152] EPRI. An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis [M]. New York: General Electric Company, 1981.
- [153] Landes JD, Begley JA. Test Results from  $J$ -Integral Studies: An Attempt to Establish a  $J_{IC}$  Testing Procedure [C]. ASTM STP 560. Fracture Analysis. Philadelphia: American Society for Testing and Materials. 1974: 170-186.
- [154] Cornec JHA, Schwalbe KH. Results of a round robin on stretch zone width determination [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2007, 11(1): 19-29.
- [155] Landes JD . The blunting line in elastic-plastic fracture [J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1995, 18(11): 1289-1297.
- [156] Gao H, Y Wu, Li CQ. Performance of normalization method for steel with different strain hardening levels and effective yield strengths [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2019, 218: 106594.
- [157] Sagar RV, Prasad B, Kumar SS. An experimental study on cracking evolution in concrete and cement mortar by the b-value analysis of acoustic emission technique [J]. Cement & Concrete Research, 2012, 42(8): 1094-1104.
- [158] 王少帅. 钢筋混凝土简支梁破坏全过程声发射特性研究[D]. 北京交通大学, 2018.
- [159] 葛振龙. 高温后岩石声发射  $b$  值特征研究[D]. 中国矿业大学, 2019.
- [160] Xu J, Liu X, Han QH, et al. A particle swarm optimization-support vector machine hybrid system with acoustic emission on damage degree judgment of carbon fiber reinforced polymer cables [J]. Structural Health Monitoring, 2020: 147592172092282.
- [161] 毕继红, 王晖. 工程弹塑性力学[M]. 天津: 天津大学出版社, 2003: 19-35.
- [162] 吴男. 基于 BS7910 的 E47 钢断裂失效评定及 CTOD 允许值研究[D]. 武汉大学, 2017.