

**ABAQUS CAE** 工程师系列丛书

# ABAQUS在 能源工程中的 算例和应用

沈新普(沈阳工业大学)

美国奥博世软件公司北京代表处

编著



机械工业出版社  
CHINA MACHINE PRESS



ABAQUS CAE 工程师系列丛书

# ABAQUS 在能源工程 中的算例和应用

沈新普(沈阳工业大学)  
美国奥博世软件公司北京代表处 编著



机械工业出版社



ABAQUS 作为一种重要的数值模拟和仿真计算工具近年来逐渐得到广泛应用。本书针对工程项目原型,详细介绍了 ABAQUS 在能源工程中应用的几个实例,包括 ABAQUS 在汽轮机分析中的应用、预应力混凝土反应堆安全壳(PCCV)的破坏分析、岩土材料与结构的渗流与变形耦合分析等。

本书适合能源行业从事 CAE 的工程技术人员阅读,也可供高等院校相关专业的师生参考。

## 图书在版编目(CIP)数据

ABAQUS 在能源工程中的算例和应用/沈新普,美国奥博世软件公司北京代表处编著. —北京:机械工业出版社,2010.7

(ABAQUS CAE 工程师系列丛书)

ISBN 978-7-111-30930-7

I. ①A… II. ①沈…②美… III. ①能源—工程—应用软件, ABAQUS IV. ①TK01-39

中国版本图书馆 CIP 数据核字(2010)第 106744 号

机械工业出版社(北京市百万庄大街 22 号 邮政编码 100037)

策划编辑:孔 劲 责任编辑:孔 劲 刘本明

版式设计:张世琴 责任校对:姜 婷

封面设计:姚 毅 责任印制

印刷厂印刷

2010 年 8 月第 1 版第 1 次印刷

169mm×239mm · 10.75 印张·203 千字

0001—%"" 册

标准书号:ISBN 978-7-111-30930-7

定价:¥22.00 元

凡购本书,如有缺页、倒页、脱页,由本社发行部调换

电话服务

网络服务

社服务中心:(010)88361066

门户网:<http://www.cmpbook.com>

销售一部:(010)68326294

教材网:<http://www.cmpedu.com>

销售二部:(010)88379649

读者服务部:(010)68993821 封面无防伪标均为盗版

# 前 言

随着工业水平的提高及计算技术的高速发展, ABAQUS 作为一种主要的数值模拟和仿真计算工具正在得到越来越广泛的应用。从最初的集中在航空航天和汽车制造行业, 到目前在石油开采和建筑、电力等行业的应用, 几乎无处不见 ABAQUS 的影子。探讨和报道 ABAQUS 应用技术的学术文章也大量涌现在各种学术期刊和文集之中。另一方面, ABAQUS 软件自从 6.5 版以来, 其安装软件就一直附带有大量的实例模型的数据文件, 涉及的题目遍及许多重要的工业领域。有经验的用户可以从中学到大量的十分新鲜的建模知识和技能。

尽管有了上述文献资料, 但有关文章对 ABAQUS 模型细节描述甚少, 而 ABAQUS 安装程序自带的模型虽然很多, 但是缺乏文字说明, 这就导致读者比较难以重复文献的计算实例。针对这一现状, 作者认为有必要撰写一本既介绍 ABAQUS 模型建模细节, 又介绍相关理论的书籍, 以供读者朋友必要时参考。这就是本书写作的背景及出发点。

本书包含了作者熟悉的 ABAQUS 在能源工程中应用的几个例子。在这些例子中, 有些模型基本上就是作者本人完成的工程项目的原型, 这些模型曾经被用作教学实例在沈阳工业大学 ABAQUS 培训班上进行过详细的讲解。这些模型的数据读者若有需要可以向本人索取。有些模型是 ABAQUS 安装软件自带的实例, 读者朋友可以自己在相应的子目录中找到模型文件。还有一些章节是在 ABAQUS 公司(现为达索 SIMULIA 公司)提供的资料基础上编写的。

借此机会谨向 ABAQUS 中国总代理白锐先生、经理 Vivian Gao 女士、北方地区经理于浩先生、工程师张涛先生、技术总监龚平博士的支持表示感谢。感谢清华大学庄茁教授多年来给予的帮助。感谢沈阳工业大学计算力学所李晓川、黄志强、郭丽丽、杜显赫等在本书写作过程中给予的帮助和支持。

衷心希望本书提供的资料能够给读者朋友有益的帮助, 希望 ABAQUS 在祖国现代化建设中能发挥更大的作用。

作者个人网站: [www.shenxinpu.com](http://www.shenxinpu.com)。

沈新普  
于沈阳工业大学  
2008 年 2 月



# 目 录

## 前言

### 第 1 章 预应力混凝土反应堆安全壳 (PCCV) 的破坏数值

#### 模拟 ..... 1

#### 1.1 本构模型 ..... 1

##### 1.1.1 混凝土损伤塑性模型 ..... 1

##### 1.1.2 加强肋建模的理论基础 ... 7

#### 1.2 核反应堆钢筋混凝土安全壳的弹塑性损伤分析 ..... 21

#### 本章参考文献 ..... 34

### 第 2 章 埋地管线的力学建模与分析 ..... 35

#### 2.1 ABAQUS 中的管道-土壤相互作用单元 ..... 35

##### 2.1.1 将管道-土壤相互作用行为赋给一个 PSI 单元 ..... 36

##### 2.1.2 运动学和局部坐标系 ..... 36

##### 2.1.3 本构模型 ..... 37

#### 2.2 ABAQUS/Standard 模块中管道-土壤相互作用单元库 ..... 42

#### 2.3 算例 ..... 43

#### 2.4 埋地管道的静力学模型与分析 ..... 48

#### 本章参考文献 ..... 55

### 第 3 章 ABAQUS 在汽轮机分析中的应用 ..... 56

#### 3.1 循环对称理论基础 ..... 56

#### 3.2 循环对称算例 ..... 58

#### 3.3 动力分析基本概念 ..... 59

#### 3.4 汽轮机叶片有限元分析 ... 60

#### 3.5 ABAQUS 在汽轮机领域应用中的优势 ..... 96

### 第 4 章 某发电厂磨煤机的三维有限元数值计算及疲劳分析 ..... 100

#### 4.1 引言 ..... 100

#### 4.2 磨煤机在正常工作条件下的有限元变形与应力分析 ..... 103

#### 4.3 结构在有钢球卡入衬板缝隙时的有限元数值分析 ..... 107

#### 4.4 小结 ..... 111

### 第 5 章 岩土材料与结构的渗流与变形耦合分析 ..... 113

#### 5.1 孔隙介质的等效应力原理 ..... 113

#### 5.2 基本概念 ..... 114

#### 5.3 孔隙介质的本构行为 ..... 115

#### 5.4 弥散和变形耦合问题的求解方法 ..... 117

#### 5.5 实例：储油层射孔三维弹塑性变形与渗流耦合分析 ..... 118

#### 5.6 小结 ..... 126

### 第 6 章 岩土材料与结构的弹塑性蠕变和渗流分析 ..... 127

#### 6.1 蠕变模型的理论 ..... 127

#### 6.2 蠕变模型参数选取 ..... 131

---

6.3 实例：地下储库施工引起的 岩体弹塑性蠕变及套管 变形数值模拟·····	132	7.4 弹塑性变形与瞬态渗流 耦合计算结果及分析·····	147
6.4 小结·····	141	7.5 结论·····	152
第7章 储层压实致套管损坏 机理数值模拟·····	143	本章参考文献·····	152
7.1 引言·····	143	第8章 岩石爆破三维动力学 有限元数值模拟·····	154
7.2 几何模型及材料 参数的确定·····	144	8.1 引言·····	154
7.3 有限元网格及边界 条件·····	145	8.2 力学模型·····	154
		8.3 数值应用·····	155
		8.4 结论·····	162
		本章参考文献·····	162





# 第 1 章 预应力混凝土反应堆安全壳 (PCCV) 的破坏数值模拟

由于核电站的预应力钢筋混凝土反应堆安全壳结构复杂，其有限元数值模拟是一个具有挑战性的问题。设计由预应力超配钢筋混凝土构成的反应堆安全壳时，要求包壳在混凝土材料开裂之后仍然具有一定的变形能力。在核工业中，ABAQUS 软件被广泛用于分析这样的结构，评估这些结构的承载能力，改进这些设施以及其他类似的钢筋混凝土结构的性能。ABAQUS 的主要优点体现在：

1) 所提供的本构模型能够精确地模拟混凝土结构的行为特征，包括由于开裂引起的损伤和刚度损伤。

2) 能够精确模拟预应力钢筋。ABAQUS 还提供一个选项，能够给定“保持施加的预应力值”，用以模拟预先施加有拉伸预应力的预应力混凝土结构。

本章将分别介绍混凝土塑性损伤本构模型、钢筋的模拟技术和预应力混凝土核反应堆安全壳的 ABAQUS 计算模型及结果。

## 1.1 本构模型

本构模型是力学模型的主要内容之一，它描述材料行为中的应力-应变关系。本小节将介绍混凝土的损伤塑性本构模型。此外，本节还将介绍加强肋 (rebar) 单元的基础原理。

### 1.1.1 混凝土损伤塑性模型

该模型是一个基于塑性的连续损伤模型。模型假设混凝土的破坏机理有两种：一种是张开裂纹引起的破坏，另一种是混凝土材料被压碎造成的破坏。塑性（或破坏）加载面的演化由两个硬化变量来控制：一个是  $\bar{\epsilon}_t^p$ （即拉伸载荷产生的张开塑性应变的等效应变），另一个是  $\bar{\epsilon}_c^p$ （即压缩载荷引起的压缩塑性应变的等效应变）。下面分别讲述混凝土力学行为中主要的假设。

#### 1. 受单向拉伸、压缩的混凝土的力学行为

图 1-1 所示为单向拉伸和压缩时的混凝土的力学行为，它表现出强烈的塑性损伤耦合特征。从图中可以看出，在单向拉伸载荷作用下，在应力达到破坏应力  $\sigma_0$  之前，应力-应变关系是线性的。应力达到  $\sigma_0$  时，混凝土材料内部开始萌生微裂纹。应力高于  $\sigma_0$  时，微裂纹的形成及扩展体现为宏观软化的应力-应变响应，



而这个软化特性将导致混凝土结构中应变局部变化。在单向压缩载荷下，应力达到  $\sigma_{c0}$  之前的应力-应变关系也是线性的。在塑性阶段，应力-应变关系曲线先有一段硬化行为。在应力达到最大应力点  $\sigma_{cu}$  之后，应力-应变关系表现出了应变软化特性。这一模型虽然简单，但反映了混凝土应力-应变行为的主要特性。上述应力-应变曲线也可以换算成应力-塑性应变曲线。这个换算是由 ABAQUS 软件根据用户提供的应力-塑性应变曲线数据自行进行的。这里可以一般地定义为

$$\sigma_t = \sigma_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl}, \dot{\bar{\varepsilon}}_t^{pl}, \theta, f_i) \quad (1-1)$$

$$\sigma_c = \sigma_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl}, \dot{\bar{\varepsilon}}_c^{pl}, \theta, f_i) \quad (1-2)$$

式中，下标 t 和 c 别代表“拉伸”和“压缩”； $\bar{\varepsilon}_t^{pl}$  和  $\bar{\varepsilon}_c^{pl}$  分别是拉伸和压缩时的等效塑性应变；上标“ $\cdot$ ”表示对时间求导； $\theta$  是温度； $f_i (i=1, 2, \dots)$  是其他用户定义的场变量。

如图 1-1 所示，当混凝土试件在应力-应变曲线的软化区内的某一点卸载时，卸载模量较初始模量有所降低，也就是发生了刚度劣化(或称损伤)。

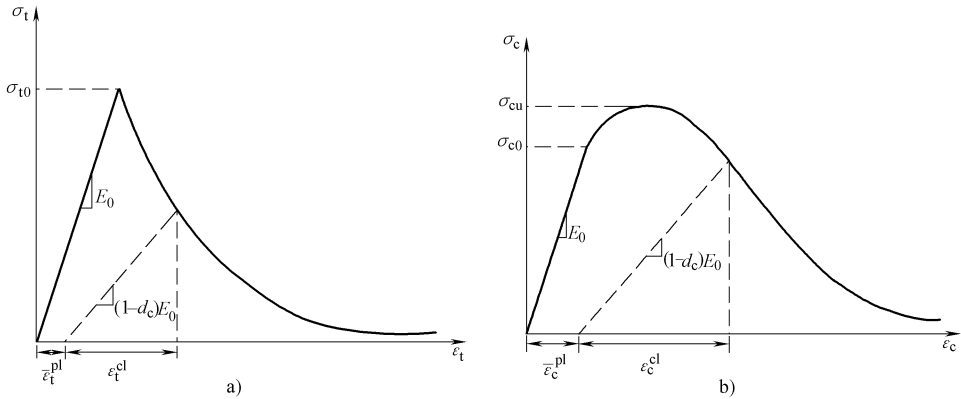


图 1-1 单向拉伸和压缩时混凝土的力学行为

a) 拉伸 b) 压缩

这个刚度劣化现象是通过两个损伤变量  $d_t$  和  $d_c$  来描述的。这两个变量都假设为塑性应变-温度-场变量的函数，其一般形式为

$$d_t = d_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl}, \theta, f_i) \quad \theta \leq d_t \leq 1 \quad (1-3)$$

$$d_c = d_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl}, \theta, f_i) \quad \theta \leq d_c \leq 1 \quad (1-4)$$

式中，损伤变量  $d_t$ 、 $d_c$  的取值范围为  $[0, 1]$ ，分别表示初始无损状态和最后的完全破坏状态。

如果  $E_0$  是初始无损材料的弹性模量，则在单向拉伸和压缩载荷作用下的胡克定律可分别写为

$$\sigma_t = (1 - d_t)E_0(\varepsilon_t - \bar{\varepsilon}_t^{pl}) \quad (1-5)$$

$$\sigma_c = (1 - d_c) E_0 (\varepsilon_c - \bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}}) \quad (1-6)$$

从而可进一步定义“有效”拉伸和压缩粘聚应力为

$$\bar{\sigma}_t = \frac{\sigma_t}{1 - d_t} = E_0 (\varepsilon_t - \bar{\varepsilon}_t^{\text{pl}}) \quad (1-7)$$

$$\bar{\sigma}_c = \frac{\sigma_c}{1 - d_c} = E_0 (\varepsilon_c - \bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}}) \quad (1-8)$$

这个“有效”粘聚应力决定了屈服面(或破坏面)的尺寸范围。

## 2. 卸载行为

应力-应变曲线的卸载特性对于受周期载荷作用的结构分析有重要意义。这时,由于裂纹的闭合、张开以及裂纹间的相互作用,使得结构的响应有较高的非线性度。在试验中已经观察到受损伤材料在载荷方向改变时有一定程度的刚度恢复现象。刚度恢复现象有时也称作“单向效应”。当载荷由拉伸变为压缩时,单向效应最为明显:这时的拉伸裂纹会闭合,从而表现出抗压刚度恢复特性。混凝土的损伤塑性模型中,受损伤材料的弹性模量  $E$  与无损伤材料的弹性模量  $E_0$  之间具有下列关系:

$$E = (1 - d) E_0 \quad (1-9)$$

这里采用了勒梅特(Lemaitre)的“等效应变假设”。式中  $d$  是一个综合损伤变量。上述关系对拉伸和压缩应力状态都成立。综合损伤变量  $d$  是应力状态  $\sigma_{11}$ 、拉伸损伤  $d_t$ 、压缩损伤  $d_c$  三者的函数,其表达式为

$$1 - d = (1 - s_t d_c) (1 - s_c d_t) \quad (1-10)$$

式中,  $s_t$  和  $s_c$  均为应力状态的函数,它们的作用是引入与可逆应力状态相关联的刚度恢复的特性。它们的计算式为

$$s_t = 1 - w_t \gamma^*(\sigma_{11}) \quad 0 \leq w_t \leq 1 \quad (1-11)$$

$$s_c = 1 - w_c [1 - \gamma^*(\sigma_{11})] \quad 0 \leq w_c \leq 1 \quad (1-12)$$

式中,  $\gamma^*(\sigma_{11}) = H(\sigma_{11}) = \begin{cases} 1 & \text{当 } \sigma_{11} > 0 \\ 0 & \text{当 } \sigma_{11} < 0 \end{cases}$ , 其中  $H$  是亥维塞(Heaviside)函数;

权系数  $w_t$  和  $w_c$  是材料参数,它们控制着可逆载荷作用下拉伸刚度和压缩刚度的恢复程度。图 1-2 对此进行了说明。

假设材料中不含初始压碎损伤,即  $\bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}} = 0$ ,  $d_c = 0$ , 则有

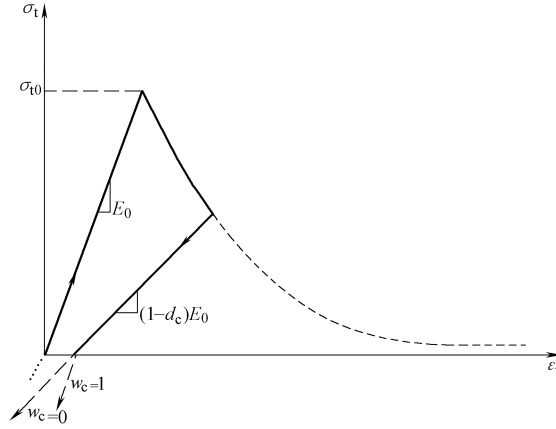
$$(1 - d) = (1 - s_c d_t) = 1 - [1 - w_c (1 - \gamma^*)] d_t \quad (1-13)$$

如  $\sigma_{11} > 0$ , 则  $\gamma^* = 1$ , 由上式得  $d = d_t$ ; 如  $\sigma_{11} < 0$ , 则  $\gamma^* = 0$ ,  $d = (1 - w_c) d_t$ 。

若取  $w_c = 1$ , 则有  $d = 0$ , 表示材料完全恢复了其抗压刚度; 若取  $w_c = 0$ , 则有  $d = d_t$ , 也就是抗压刚度没有恢复;  $w_c$  当取介于 0 和 1 之间的值时, 表示抗压刚度部分可恢复。

三维多向应力状态下的广义胡克定律一般可以写成如下的矢量形式:



图 1-2 抗压刚度恢复系数  $w_c$  的说明示意图

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - d) \mathbf{D}_0^{\text{el}} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^{\text{pl}}) \quad (1-14)$$

式中,  $\mathbf{D}_0^{\text{el}}$  是初始无损伤弹性矩阵。

多向应力状态下, 综合损伤变量  $d$  表达式中的阶跃函数  $\gamma^*(\sigma_{11})$  变成下面的多向应力影响因子  $\gamma(\hat{\boldsymbol{\sigma}})$ :

$$\gamma(\hat{\boldsymbol{\sigma}}) = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\hat{\sigma}_i|} \quad 0 \leq \gamma(\hat{\boldsymbol{\sigma}}) \leq 1 \quad (1-15)$$

式中,  $\sigma_i (i=1, 2, 3)$  是主应力分量; 符号  $\langle \cdot \rangle$  的意义是  $\langle x \rangle = \frac{1}{2}(|x| + x)$ 。

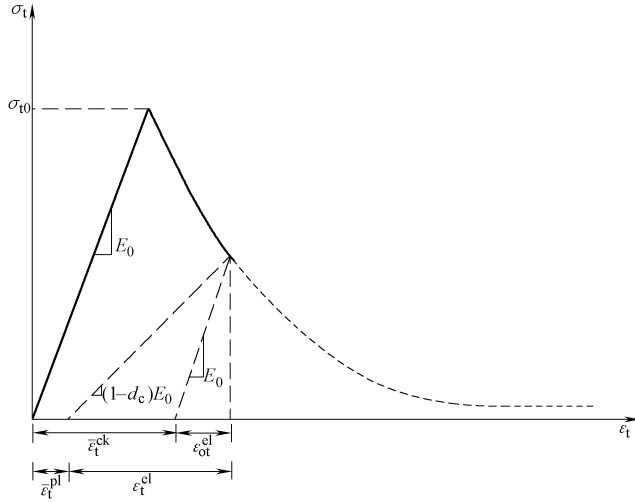
### 3. 钢筋强化

混凝土的抗拉能力很弱, 钢筋能有效地增强混凝土结构的抗拉性能。ABAQUS 中的钢筋强化特性是通过定义强化了拉伸塑性应力-应变曲线来实现的。这里的钢筋不再以独立的金属材料形式出现, 而是被包含在基于试验的等效钢筋混凝土模型中。等效钢筋混凝土模型的拉伸塑性行为曲线可以用两种方法定义: 一种是用峰值后区应力-应变曲线的试验值直接定义, 另一种是采用基于断裂能的开裂准则来定义。

在强化混凝土模型中, 峰值后区应力-应变曲线的定义通常是给定一个应力与开裂应变  $\bar{\varepsilon}_t^{\text{ck}}$  的函数关系。开裂应变的定义为总应变渐趋于无损伤材料相对应的弹性应变值后的应变部分(见图 1-3), 即

$$\bar{\varepsilon}_t^{\text{ck}} = \varepsilon_t - \varepsilon_{\text{ot}}^{\text{el}} = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (1-16)$$

当钢筋数目很少时, 峰值后区的应力-应变曲线会很陡, 而曲线越陡, 材料


 图 1-3 开裂应变  $\bar{\epsilon}_t^{ck}$  的定义说明图

越脆,从而数值结果将有较大的网格依赖性。在实际计算中,网格划分时应注意让每一个单元都包含钢筋。

钢筋和混凝土的相互作用能减小数值结果的网格依赖性,但前提是模型的拉伸软化区特性能反映真实的钢筋与混凝土的相互作用。对于有较多钢筋强化的混凝土,可以假设促使非弹性发生时的应变为  $10^{-4}$ ,而完全拉伸断裂时的应变为  $10^{-3}$ ,即 10 倍于弹性极限应变。

(1) 压缩行为特性的定义 钢筋混凝土的压缩行为特性主要取决于素混凝土,与钢筋关系不大。ABAQUS 中用一系列经验数据来定义应力与非弹性压碎应变  $\bar{\epsilon}_c^{in}$  之间的关系,必要时还可以引入温度、变形速率等因素对应力强度值的影响。压缩应力-应变曲线是以绝对值的形式给出的。应力-应变曲线包括极值点前的强化区和极值点后的应变软化区。

应变硬化数据的应力强度值是与对应的非弹应变  $\bar{\epsilon}_c^{in}$  一起给出的。这里没有采用塑性应变  $\bar{\epsilon}_c^{cl}$ 。压缩非弹性应变是总应变与无损材料弹性应变的差值(见图 1-4),即

(2) 损伤演化的定义 损伤变量  $d_t$  和  $d_c$  的定义和演化律是通过各自相对应的一系列数值给出的。在 ABAQUS 中,损伤变量是不可逆的非负变量。在任一个增量步中,损伤变量均取在上一步迭代收敛得到的损伤值和本步非弹性应变对应的损伤值二者当中的较大者,也就是

$$d_t|_{t+\Delta t} = \max\{d_t|_t, d_t(\bar{\epsilon}_t^{pl}|_{t+\Delta t}, \theta|_{t+\Delta t}, f_i|_{t+\Delta t})\} \quad (1-17)$$

$$d_c|_{t+\Delta t} = \max\{d_c|_t, d_c(\bar{\epsilon}_c^{pl}|_{t+\Delta t}, \theta|_{t+\Delta t}, f_i|_{t+\Delta t})\} \quad (1-18)$$

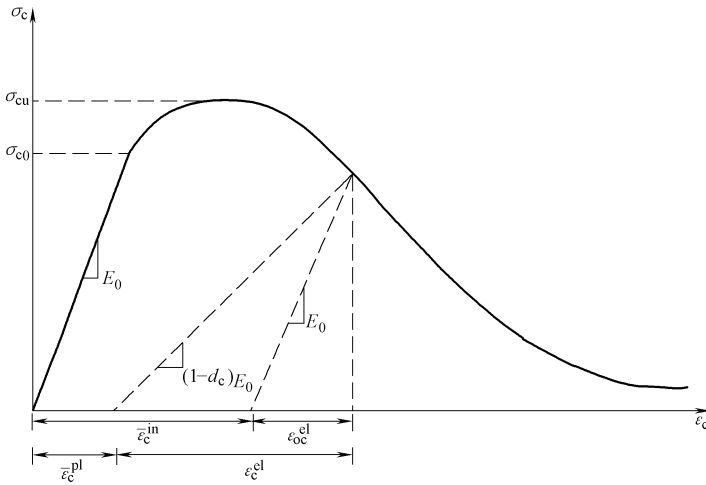


图 1-4 压缩非弹性应变的定义示意图

(3) 混凝土塑性 混凝土的塑性是通过在有效应力空间中定义塑性势函数、屈服函数来完成的。

弹性状态下有如下形式的胡克定律：

$$\bar{\sigma} = D_0^{\text{el}} : (\epsilon - \epsilon^{\text{pl}}) \quad (1-19)$$

塑性势函数和屈服函数的定义中用到了两个有效应力不变量，即有效应力第一不变量  $\bar{p}$  和第二不变量  $\bar{q}$ ，分别为

$$\bar{p} = -\frac{1}{3}\text{trace}(\bar{\sigma}) \quad (1-20)$$

$$\bar{q} = \sqrt{\frac{3}{2}(\bar{s} : \bar{s})} \quad (1-21)$$

式中， $\bar{s}$  是有效偏应力张量，计算式为

$$\bar{s} = \bar{\sigma} + \bar{p}I \quad (1-22)$$

(4) 塑性流动 混凝土损伤塑性模型采用了非关联的塑性流动准则。塑性势函数  $G$  的形式为 Drucker-Prager 双曲线函数。

$$G = \sqrt{(\delta\sigma_{i0}\tan\phi)^2 + \bar{q}^2} - \bar{p}\tan\phi \quad (1-23)$$

式中， $\phi(\theta, f_i)$  是在  $p-q$  平面内高侧压力下的扩容角，单位为度( $^\circ$ )； $\sigma_{i0}(\theta, f_i) | \dot{\epsilon}_i^{\text{pl}} = 0, \dot{\epsilon}_i^{\text{pl}} = 0$ ，是损伤开始出现时的单向拉应力值，它是在计算之前给定的； $\delta(\theta, f_i)$  是一个偏心参数，ABAQUS 中  $\delta$  的默认值为  $\delta = 0.1$ 。由于采用了非关联流动准则，ABAQUS 生成的刚度阵是非对称的。

(5) 屈服函数 这里采用的屈服函数取自 Lubline(1989) 的文献，并且采纳了 Lee 和 Fenves(1998) 年所作的改进，从而可以计入拉伸和压缩载荷下材料强度

值的不同变化率。屈服面的演化由等效塑性应变  $\bar{\varepsilon}_t^{\text{pl}}$  和  $\bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}}$  来控制, 在有效应力空间中给出的 Lubliner 型的屈服函数为

$$F = \frac{1}{1-\alpha} (\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta(\bar{\varepsilon}_t^{\text{pl}})^{<\hat{\sigma}_{\max}} - \gamma < -\hat{\sigma}_{\max} >) - \bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}}) = 0 \quad (1-24)$$

其中

$$\alpha = \frac{\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1}{2\left(\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}\right) - 1} \quad 0 \leq \alpha \leq 0.5 \quad (1-25)$$

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}})}{\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}_t^{\text{pl}})} (1 - \alpha) - (1 + \alpha) \quad (1-26)$$

$$\gamma = \frac{3(1 - k_c)}{2k_c - 1} \quad (1-27)$$

式中,  $\hat{\sigma}_{\max}$  是有效应力张量的最大主应力分量;  $\sigma_{b0}/\sigma_{c0}$  双向压缩初始屈服强度与单向压缩初始屈服强度的比值(默认值取 1.16); 参数  $k_c$  是拉伸子午线上的第二应力不变量  $q$  (T. M.) 与压缩子午线上的第二应力不变量  $q$  (C. M.) 在任意使最大主应力分量  $\hat{\sigma}_{\max} < 0$  的静水压力  $p$  作用下的比值,  $0.5 < k_c < 1.0$ , 默认值为  $2/3$ ;  $\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}_t^{\text{pl}})$  是有效抗拉强度值,  $\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{\text{pl}})$  是有效抗压强度值。图 1-5 给出了不同的  $k_c$  值对应的  $\pi$  平面上的屈服面的形式, 图 1-6 给出了平面应力状态下的屈服面的形式。

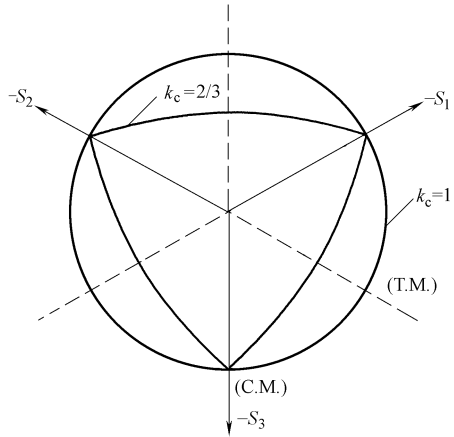


图 1-5 不同的  $k_c$  值对应的  $\pi$  平面上的屈服面示意图

(6) 非关联塑性流动 由于塑性流动是非关联的, 利用混凝土塑性损伤推导出了一个非对称的刚度阵。因此, 为了在 ABAQUS/Standard 获得一个可接受的收敛速度, 应利用非对称矩阵的求解方法。如果在分析中使用混凝土塑性损伤, ABAQUS/Standard 将自动激活非对称解决方案。如果需要, 就特殊分析步而言, 可以关掉非对称解决方案而采用对称求解格式。

### 1.1.2 加强肋建模的理论基础

本小节将对以下问题进行介绍:

1) 二维问题中的加强肋建模。



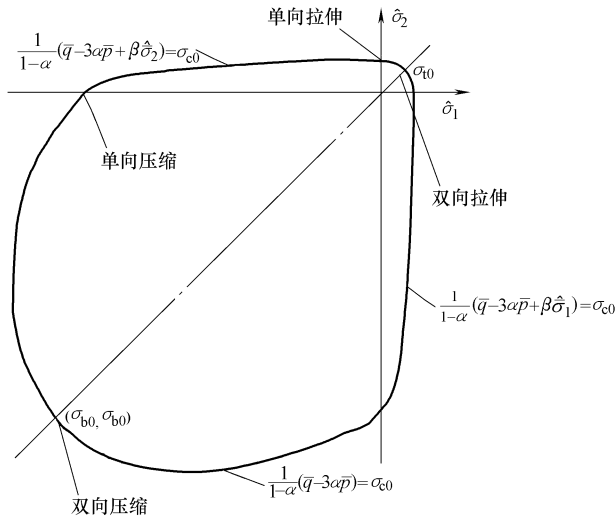


图 1-6 平面应力状态下的屈服面示意图

2) 三维问题中的加强肋建模。

3) 板壳、薄膜和空间面单元中的加强肋建模。

### 1. 二维问题中的加强肋建模

在 ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 模块中都可以使用 rebar 来建立二维问题的加强肋模型。

令  $g_i (i=1,2)$  为单元的局部等参坐标； $r$  为沿单元表面与加强肋所在平面相交形成的交线的局部等参坐标，在单元中， $-1 \leq r \leq 1$ ，如图 1-7 所示。

加强肋所在的平面总是与单元表面垂直。

对加强肋在第一、二个点求积分，这取决于加强肋所依附的固体单元的插值阶次。在每个积分点上积分域的体积、积分点位置、加强肋的应变、加强肋应变的一阶变分  $\delta \epsilon$  和二阶变分  $d\delta \epsilon$  可以表示成如下形式：

$$\Delta V = \frac{A_r}{S_r} \left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial X}{\partial r} \right)^{\frac{1}{2}} t_0 W_N \quad (1-28)$$

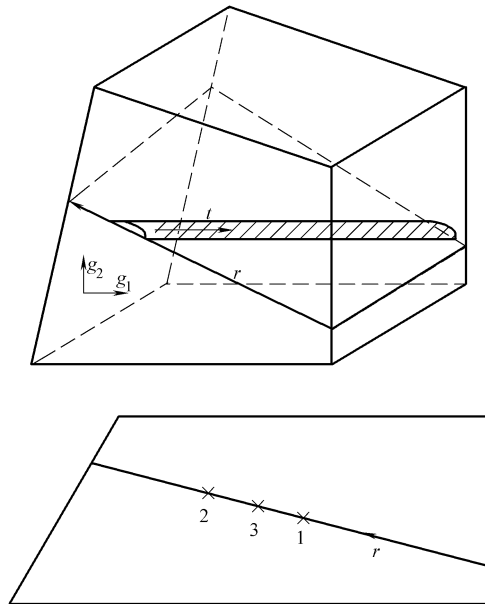


图 1-7 二维问题中的加强肋建模

式中,  $\Delta V$  是积分域的体积;  $t_0$  对平面单元来说是初始厚度, 对轴对称单元来说是  $2\pi x_1$ ;  $A_r$  是加强肋横截面面积;  $S_r$  是加强肋的间距(对于轴对称单元  $S_r = (x_1/x_1^0)S_r^0$ , 其中  $x_1^0$  是半径, 间距  $S_r^0$  给定);  $W_N$  是高斯加权因子, 与沿  $r$  的积分点有关;  $x = x(g_i)$  是积分点的位置; 并且

$$\frac{\partial X}{\partial r} = \frac{\partial X}{\partial g_i} \frac{\partial g_i}{\partial r} \quad (1-29)$$

应变为

$$\varepsilon = \frac{1}{2} \ln \left( \frac{dl^2}{dl_0^2} \right) \quad (1-30)$$

式中,  $dl$  和  $dl_0$  分别是在当前和初始结构中沿加强肋的长度。

单元中的允许变形为

$$\left( \frac{dl}{dl_0} \right)^2 = \cos^2 \alpha \lambda_r^2 + \sin^2 \alpha \lambda_t^2 \quad (1-31)$$

式中,  $\alpha$  是从模型平面到加强肋的方位角;  $\lambda_r$  是  $r$  方向的拉伸率;  $\lambda_t$  是厚度方向的拉伸率; 对平面应力和平面应变问题  $\lambda_t = 1$ , 对广义平面应变问题  $\lambda_t = t/t_0$  (其中  $t$  在“广义平面应变单元”中给定), 对轴对称单元  $\lambda_t = x_1/x_{10}$ 。

$$\lambda_r^2 = \frac{\left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial X}{\partial r} \right)}{\left( \frac{\partial X_0}{\partial r} \frac{\partial X_0}{\partial r} \right)} \quad (1-32)$$

利用这些结果, 应变的一阶变分是

$$\delta \varepsilon = \left( \frac{dl_0}{dl} \right)^2 \left[ \cos^2 \alpha \frac{\left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial \delta X}{\partial r} \right)}{\left( \frac{\partial X_0}{\partial r} \frac{\partial X_0}{\partial r} \right)} + \delta p_t \right] \quad (1-33)$$

式中, 对平面应力和平面应变问题  $\delta p_t = 0$ ; 对广义平面应变问题  $\delta p_t = \sin^2 \alpha \frac{t \delta t}{t_0^2}$ ;

对轴对称问题  $\delta p_t = \sin^2 \alpha \frac{x_1 \delta x_1}{x_1^2}$ 。

应变的二阶变分为

$$\begin{aligned} d\delta \varepsilon = & -2 \left( \frac{dl_0}{dl} \right)^2 \left[ \cos^2 \alpha \frac{\left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial \delta X}{\partial r} \right)}{\left( \frac{\partial X_0}{\partial r} \frac{\partial X_0}{\partial r} \right)} + \delta p_t \right] \left[ \cos^2 \alpha \frac{\left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial \delta X}{\partial r} \right)}{\left( \frac{\partial X_0}{\partial r} \frac{\partial X_0}{\partial r} \right)} + dp_t \right] \\ & + \left( \frac{dl_0}{dl} \right)^2 \left[ \cos^2 \alpha \frac{\left( \frac{\partial X}{\partial r} \frac{\partial \delta X}{\partial r} \right)}{\left( \frac{\partial X_0}{\partial r} \frac{\partial X_0}{\partial r} \right)} + d\delta p_t \right] \end{aligned} \quad (1-34)$$

## 2. 三维问题中的加强肋建模

在 ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 模块中都可以使用 rebar 来建立三维问题的加强肋模型。

令  $g_i (i=1,2,3)$  为加强肋所在的基体固体单元的等参坐标,  $r_\alpha (\alpha=1,2)$  为加强肋所在平面的等参坐标 ( $-1 \leq r_\alpha \leq 1$ ),  $t$  为沿加强肋方向的材料坐标 (见图 1-8)。

用  $2 \times 2$  或  $1 \times 1$  的高斯积分格式对加强肋进行积分。这里的积分阶次的选择取决于加强肋所在的基体单元的插值阶次。在每个积分点的积分域的体积是

$$\Delta V = \frac{A_r}{S_r} \left| \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial r_1} \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial r_2} \right| W_N \quad (1-35)$$

式中,  $A_r$  是加强肋横截面面积;  $S_r$  是加强肋的间距;  $W_N$  是高斯积分的权系数;  $\mathbf{X}$  是高斯点的位置坐标矢量, 且有

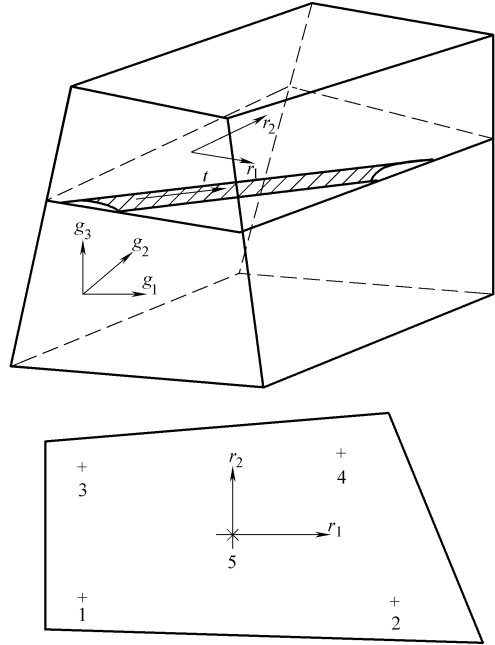


图 1-8 三维问题中的加强肋建模

$$\frac{\partial \mathbf{X}}{\partial r_\alpha} = \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial g_i} \frac{\partial g_i}{\partial r_\alpha} \quad (1-36)$$

在这些表达式中, 所有的量在参考构型中选取, 这样 ABAQUS 忽略由于加强肋的应变造成的加强肋横截面的变化, 以及加强肋间距的变化。

加强肋的应变为

$$\varepsilon = \frac{1}{2} \ln \left( \frac{g}{G} \right) \quad (1-37)$$

式中,  $g = \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial t} \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial t}$ ,  $\frac{\partial \mathbf{X}}{\partial t} = \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial r_i} \frac{\partial r_i}{\partial t}$ ;  $G$  是在初始配置中  $g$  的值。

为了方便起见, 引入一个材料坐标  $s$ , 用它来表示在当前构型中沿加强肋轴线的距离, 且有

$$ds = \sqrt{g} dt \quad (1-38)$$

用  $s$  表示的应变的一阶变分是

$$\delta \varepsilon = \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial s} \frac{\partial \delta u}{\partial s} \quad (1-39)$$

应变的二阶变分为

$$d\delta s = \frac{\partial \delta u}{\partial s} \frac{\partial du}{\partial s} - 2 \frac{\partial \delta u}{\partial s} \frac{\partial X}{\partial s} \frac{\partial X}{\partial s} \frac{\partial du}{\partial s} \quad (1-40)$$

### 3. 板壳、薄膜和空间面单元中的加强肋建模

在 ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 模块中都可以使用 rebar 来建立板壳、薄膜和空间面单元中的加强肋模型。板壳、薄膜和空间面单元中的加强肋的定义是基于以下三种几何特性的：

- 1) 每一个单独的加强肋的横截面积。
- 2) 加强肋间的间距。
- 3) 与加强肋所在单元的局部坐标系相关的加强肋方位。

在壳单元中，定义加强肋还需要确定从壳单元的中面到加强肋的距离。基于这些几何特性和加强肋材料的弹性模量，ABAQUS 创建一个等效“弥散” (smeared) 正交各向异性层。这个等效加强肋层平行于加强肋所在单元的中面。在膜单元和空间面单元中，这个正交各向异性层与加强肋所在单元平面一致。而在壳单元中，它可以向上偏移壳厚度的一半。在几何线性分析中，等效加强肋层的几何特性保持一个常量。然而，在几何非线性分析中，这些几何特性将随有限应变而改变。

用户可以有許多选项去定义加强肋在单元中的方向。在每一种情况下， $\theta$  用来表示加强肋与一个单元等参坐标之间的角度，它的符号规定从加强肋所在单元的法线转向单元体方向为正值。引入单位方向矢量  $\mathbf{T}$  来表示加强肋在单元一点处的方向。等参方向可以通过切线矢量  $\mathbf{A}_\alpha$  给出：

$$\mathbf{A}_\alpha = \frac{\partial \mathbf{X}}{\partial \xi_\alpha} = \frac{\partial N_A}{\partial \xi_\alpha} \mathbf{X}_A \quad (1-41)$$

式中， $\mathbf{X}$  是参考中面位置； $\xi_\alpha$  ( $\alpha=1$  或  $2$ ) 是等参坐标函数； $N_A$  是单元的形函数； $\mathbf{X}_A$  是单元的参考节点位置。

参考或初始加强肋角度  $\psi$  由加强肋单位方向矢量  $\mathbf{T}$  和等参方向  $\mathbf{A}_\alpha$  的内积计算而来，其中， $\alpha$  由用户指定：

$$\psi = \cos^{-1} \left\{ \frac{\langle \mathbf{T}, \mathbf{A}_\alpha \rangle}{\|\mathbf{A}_\alpha\|} \right\} \quad \text{对下标不求和} \quad (1-42)$$

加强肋方向矢量  $\mathbf{T}$  和用户选定的等参方向  $\mathbf{A}_\alpha$  位于平行于单元中面的切面内。面内单位矢量垂直于加强肋方向  $\mathbf{P}$ ，它是将  $\mathbf{T}$  绕中平面法线  $\mathbf{N}$  旋转  $90^\circ$  得到的。法线  $\mathbf{N}$  为

$$\mathbf{N} = \frac{\mathbf{A}_1 \times \mathbf{A}_2}{\|\mathbf{A}_1 \times \mathbf{A}_2\|} \quad (1-43)$$

当由加强肋加固的单元变形时，加强肋的长度和间距都发生变化。等效弥散

加强肋层假设意味着加强肋层的变形由下面的单元变形梯度  $\mathbf{F}$  决定。根据这个假设, 加强肋伸长  $\lambda_r$  为

$$\lambda_r = \|\mathbf{F} \cdot \mathbf{T}\| = \|\mathbf{t}\| \quad (1-44)$$

式中,  $\mathbf{t} = \mathbf{F} \cdot \mathbf{T}$  是变形后的加强肋物质纤维矢量。

因为变形梯度把物质线映射“刻画”到变形以后的参考体中, 这些物质线的长度就定义了加强肋的伸长。加强肋的对数应变  $\varepsilon_r$  为

$$\varepsilon_r = \ln \lambda_r = \ln \|\mathbf{t}\| \quad (1-45)$$

加强肋间距的伸展  $\lambda_p$  是加强肋所在平面沿垂直于加强肋方向的伸展。确定间距伸展  $\lambda_p$  的值要用到单位法线矢量  $\mathbf{p}$ , 它在加强肋平面内垂直于加强肋的变形方向  $\mathbf{t}$ , 其计算式为

$$\mathbf{p} = \frac{\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{P}}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{P}\|} \quad (1-46)$$

容易证明  $\mathbf{p}$  是单位方向矢量。为了证明它垂直于  $\mathbf{t}$ , 可以取内积运算, 则有

$$\langle \mathbf{p}, \mathbf{t} \rangle = \frac{1}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}\|} \langle \mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}, \mathbf{F} \cdot \mathbf{T} \rangle = \frac{1}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}\|} \langle \mathbf{P} \cdot \mathbf{T} \rangle = 0 \quad (1-47)$$

间距的伸展  $\lambda_p$  可以定义为沿着矢量  $\mathbf{p}$  的一个变形分量, 这个分量垂直于加强肋的参考方向  $\mathbf{p}$ 。因为  $\mathbf{p}$  的变形等于  $\mathbf{F} \cdot \mathbf{P}$ , 从而得到间距的伸展  $\lambda_p$  为

$$\lambda_p = \langle \mathbf{p}, \mathbf{F} \cdot \mathbf{P} \rangle = \frac{1}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}\|} \langle \mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}, \mathbf{F} \cdot \mathbf{P} \rangle = \frac{\langle \mathbf{P}, \mathbf{P} \rangle}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{p}\|} \quad (1-48)$$

又因为  $\mathbf{p}$  是一个单位方向矢量, 所以

$$\lambda_p = \frac{1}{\|\mathbf{F}_{-T} \cdot \mathbf{P}\|} \quad (1-49)$$

加强肋方向与用户选择的等参方向之间的夹角  $\theta$  的计算式为

$$\theta = \cos^{-1} \left\{ \frac{\langle \mathbf{t}_i, \mathbf{a}_\alpha \rangle}{\|\mathbf{t}\| \|\mathbf{a}_\alpha\|} \right\} \quad (1-50)$$

对下标不求和加强肋的方向角度的改变  $\Delta\theta$  是加强肋最终方向角和初始方向角的差, 即

$$\Delta\theta = \theta - \psi \quad (1-51)$$

ABAQUS 在计算结果中将给出单元中每个积分点位置上的加强肋当前的方向角度  $\theta$  和角度改变量  $\Delta\theta$ 。

等效弥散层的厚度等于加强肋的面积除以加强肋的间距, ABAQUS 假定在整个分析过程中加强肋的体积保持不变。这个假定意味着, 作为有限应变效应的结果, 加强肋的面积和间距可以改变。在变形后的构型中, 加强肋的面积和间距被定义为

$$A_r = \frac{A_r^0}{\lambda_r}$$

$$S_r = S_r^0 \lambda_p \quad (1-52)$$

式中,  $A_r^0$  是初始加强肋横截面面积;  $S_r^0$  是初始加强肋间距。

在壳单元中, 加强肋层最初可以定义在中面上方或下方的一定距离上。在允许有限应变的壳单元中, 壳的厚度变化是面内变形的一个函数。在 ABAQUS/Standard 模块中, 厚度变化由截面的泊松比定义, 它可以由用户指定。在 ABAQUS/Explicit 模块中, 它的值是由沿壳厚度方向实际的材料性能决定的。考虑到壳厚度的改变, 加强肋层与中面的距离与壳单元厚度的变化相关。

#### 4. 在 ABAQUS 中定义加强肋

正确、高效地使用 ABAQUS 工具来定义结构中的加强肋, 是工程师的一项基本技能。下面结合 ABAQUS 手册中的相关命令, 介绍在 ABAQUS 中定义加强肋的过程和方法。

(1) 使用 \* REBAR 将加强肋定义为单元属性 在壳、膜和固体单元中, \* REBAR 选项被用于将加强肋定义为单元属性。在 ABAQUS/Standard 分析中, 必须用它来定义梁中的加强肋。而在壳、膜和空间表面单元中, 最好采用 \* REBAR LAYER 来定义加强肋层。加强肋层的定义必须与 \* SHELL SECTION、\* MEMBRANE SECTION 或 \* SURFACE SECTION 等关键词选项一起使用。而在固体单元中定义加强肋时, 最好用 \* EMBEDDED ELEMENT 选项把加强的面或薄膜“埋设在”基体单元中。

下面的参数是在定义 \* REBAR 时必须给定的:

1) ELEMENT: 在 ABAQUS/Standard 分析中, 用 ELEMENT = BEAM 就能定义梁单元中的加强肋。

用 ELEMENT = SHELL 可以定义三维壳单元中的加强肋。三角形壳单元中不能定义加强肋。

用 ELEMENT = AXISHELL 能定义轴对称壳单元中的加强肋。

用 ELEMENT = MEMBRANE 可以定义三维膜单元中的加强肋。三角形膜单元中不能定义加强肋。

在 ABAQUS/Standard 分析中, 在轴对称膜单元中定义加强肋时, 设定 ELEMENT = AXIMEMBRANE。

在连续(固体)单元中定义加强肋时, 设定 ELEMENT = CONTINUUM。加强肋不能被用于平面三角形、三角棱柱、四面体或无限单元。

2) MATERIAL: 用这个参数来定义加强肋的材料名称。

3) NAME: 用这个参数定义加强肋单元集(rebar set)的名称。当施加预应力或其他初始条件, 以及选择指定后处理结果输出时, 一般通过单元集来进行。在

某个指定的单元或单元集之中，每一个加强肋的层都必须有一个独立的名字。

(2) 可选参数(Optional Parameters)

1) GEOMETRY: 这个参数对梁、轴对称壳、轴对称膜的加强肋或连续单元中的单个加强肋是无意义的。

设定 GEOMETRY = ISOPARAMETRIC(默认值)表示加强肋层平行于单元局部坐标系的一个方向。

设定 GEOMETRY = SKEW 表示加强肋层与相应的单元面是倾斜的。

2) ISODIRECTION: 设定这个参数等于等参方向，这个值将度量加强肋的角度输出。默认值是 1。

3) ORIENTATION: 这个参数仅对壳单元和膜单元中的倾斜加强肋有意义。设定这个参数等于定义加强肋角的方向。在轴对称壳单元和轴对称膜单元中，这个参数是不允许出现的。

4) SINGLE: 这个参数仅对连续单元有意义。如果单个的加强肋由一个数据行来定义，则包含这个参数。如果这个参数被忽略，在单元等参空间中，每一行定义均匀间隔加强肋的层。

(3) 在梁单元中定义加强肋的数据行 第一行:

- 1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。
- 2) 加强肋的横截面积。
- 3) 距离  $X_1$  (见图 1-9)。
- 4) 距离  $X_2$ 。

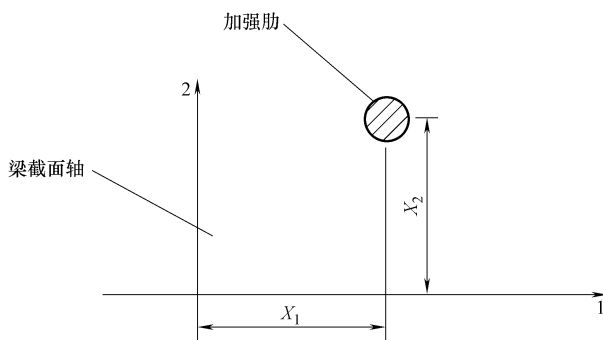


图 1-9 加强肋在梁截面中的位置

必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

(4) 在三维壳单元中定义等参加强肋的数据行 第一行:

- 1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。
- 2) 加强肋的横截面积。
- 3) 在壳平面中加强肋的间距。默认值为 1.0。



- 4) 在壳厚度方向上加强肋的位置。它的值为加强肋与壳中平面之间的距离，与壳正法线方向一致为正。如果 NODAL THICKNESS 参数被包含在壳单元的 \* SHELL SECTION 选项中，此时这个值可以被修改。
- 5) 在单元的局部(等参)坐标系中，加强肋平行于单元边的序号，见图 1-10。
- 必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

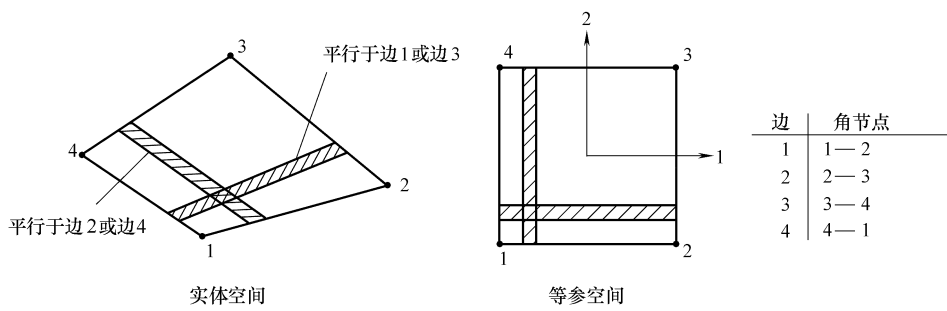


图 1-10 三维壳或膜单元的等参加加强肋

- (5) 在三维膜单元中定义等参加加强肋的数据行 第一行：
- 1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。
  - 2) 加强肋的横截面积。
  - 3) 在膜平面中加强肋的间距。默认值为 1。
  - 4) 在单元的局部(等参)坐标系中，加强肋平行于单元边的序号。见图 1-10。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。
- (6) 在三维壳单元中定义倾斜加强肋的数据行 第一行：
- 1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。
  - 2) 加强肋的横截面积。
  - 3) 在壳平面中加强肋的间距。默认值为 1.0。
  - 4) 在壳厚度方向上加强肋的位置。它的值为加强肋与壳中平面之间的距离，与壳正法线方向一致为正。如果 NODAL THICKNESS 参数被包含在底层壳单元的 \* SHELL SECTION 选项中，这个值被修改。
- 5) 正的局部方向 1 与加强肋间角(°)方向。\* SHELL SECTION 选项中的 ORIENTATION 参数对加强肋角方向没有影响。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。
- (7) 在三维膜单元中定义倾斜加强肋的数据行 第一行：
- 1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。
  - 2) 加强肋的横截面积。

3) 在膜平面中加强肋的间距。默认值为 1.0。

4) 正的局部方向 1 与加强肋间角( $^{\circ}$ )方向。\* MEMBRANE SECTION 选项中的 ORIENTATION 参数对加强肋角方向没有影响。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

(8) 在轴对称壳单元中定义加强肋的数据行 第一行:

1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。

2) 加强肋的横截面积。

3) 在加强肋层中加强肋的间距。默认值为 1.0。

4) 在壳厚度方向上加强肋的位置。它的值为加强肋与壳中平面之间的距离,与壳正法线方向一致为正。如果 NODAL THICKNESS 参数被包含在底层壳单元的 \* SHELL SECTION 选项中,这个值被修改。

5) 从子午面起始的加强肋的角( $^{\circ}$ )方向( $0^{\circ}$ 为子午面, $90^{\circ}$ 为圆周面)。从壳的正法线方向旋转为正。

6) 度量加强肋间距的半径位置。如果它为非零值,表示加强肋间距随半径位置线性变化。如果它为零值或为空,表示加强肋间距不随位置变化。这个值对圆周加强肋没有意义。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

(9) 在轴对称膜单元中定义加强肋的数据行 第一行:

1) 包含加强肋的单元号码或单元集的名称。

2) 加强肋的横截面积。

3) 在加强肋层中加强肋的间距。默认值为 1.0。

4) 从子午面起始的加强肋的角( $^{\circ}$ )方向( $0^{\circ}$ 为子午面, $90^{\circ}$ 为圆周面)。从膜的正法线方向旋转为正。

5) 度量加强肋间距的半径位置。如果它为非零值,表示加强肋间距随半径位置线性变化。如果它为零值或为空,表示加强肋间距不随位置变化。这个值对圆周加强肋没有意义。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

(10) 当加强肋层平行于单元局部(等参)坐标系(GEOMETRY = ISOPARAMETRIC)的两个等参局部坐标方向时,在连续单元(SINGLE 参数省略)中定义等间距加强肋层的数据行 第一行:

1) 包含这些加强肋的单元号码或单元集的名称。

2) 加强肋的横截面积。

3) 加强肋的间距。默认值为 1.0。

4) 加强肋的方向,以度( $^{\circ}$ )为单位,见图 1-11。

5) 与下面给出的边之间的分数距离 $f$ ,它是加强肋与边之间距离和单元横向距离之间的比值。

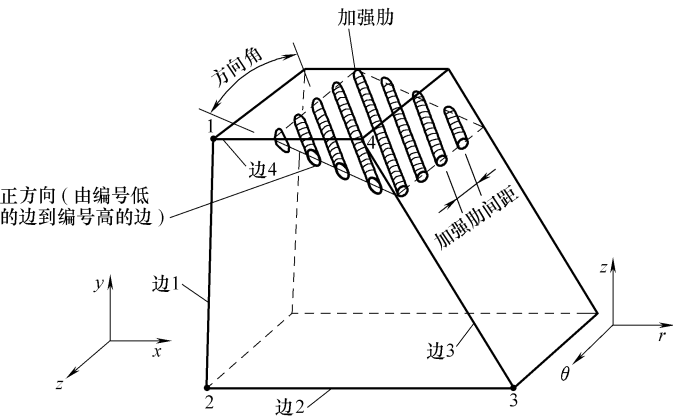


图 1-11 平面和轴对称固体单元中加强肋的方向

6) 定义加强肋的边数, 见图 1-12 或图 1-15。

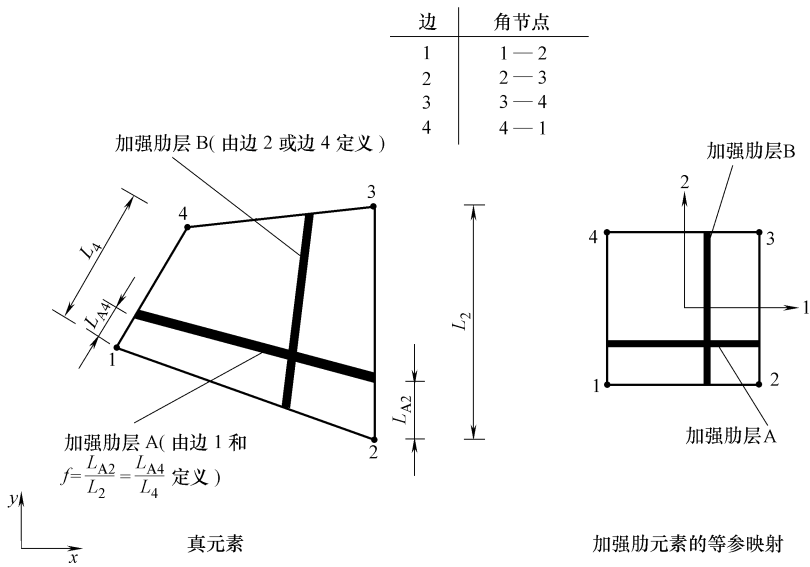


图 1-12 固体单元中等参加强肋层的定义

7) 等参局部坐标的方向 (仅用于三维单元)。

8) 这个值仅对轴对称单元有意义, 这里设置度量加强肋间距的半径位置。如果它为非零值, 表示加强肋间距随半径位置线性变化。如果它为零值或为空, 表示加强肋间距不随位置变化。必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

(11) 当加强肋层平行于单元局部 (等参) 坐标系 (GEOMETRY = SKEW) 的一个等参局部坐标方向时, 在连续单元 (SINGLE 参数省略) 中定义等间距加强肋层

的数据行

第一行:

- 1) 包含这些加强肋的单元号码或单元集的名称。
- 2) 加强肋的横截面积。
- 3) 加强肋的间距。默认值为 1.0。
- 4) 加强肋的方向，以度(°)为单位，见图 1-11。
- 5) 这个值仅对轴对称单元有意义。这里设置度量加强肋间距的半径位置。如果它为非零值，表示加强肋间距随半径位置线性变化。如果它为零值或为空，表示加强肋间距不随位置变化。
- 6) 等参局部坐标方向(仅用于三维单元)。

第二行:

- 1) 沿边 1 的分数距离  $f_1$  (见图 1-13)。

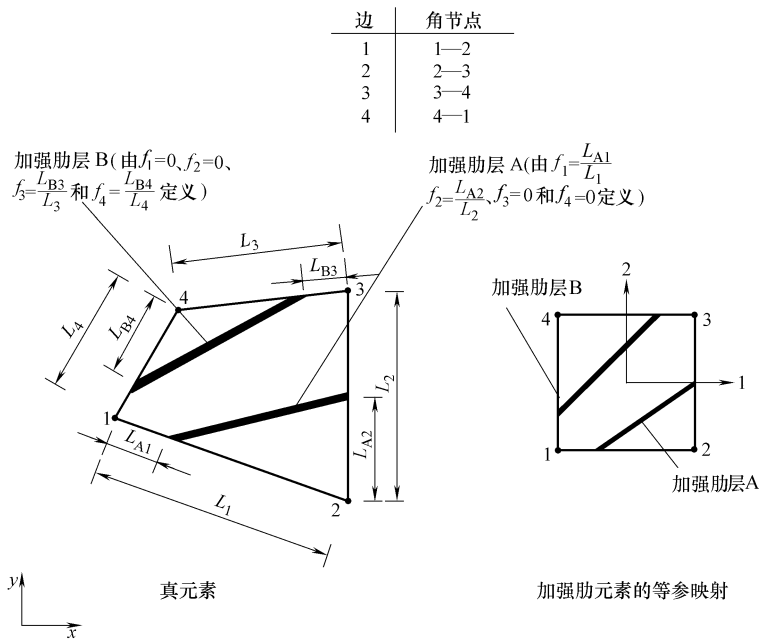


图 1-13 非对称的固体单元中加强肋层的定义

- 2) 沿边 2 的分数距离  $f_2$ 。
  - 3) 沿边 3 的分数距离  $f_3$ 。
  - 4) 沿边 4 的分数距离  $f_4$ 。
- 必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。
- (12) 在连续单元(SINGLE 参数省略)中定义单个加强肋的数据行 第一行:

- 1) 包含这些加强肋的单元号码或单元集的名称。
- 2) 加强肋的横截面积。
- 3) 定义单元中加强肋的位置的分数距离 $f_1$  (见图 1-14)。

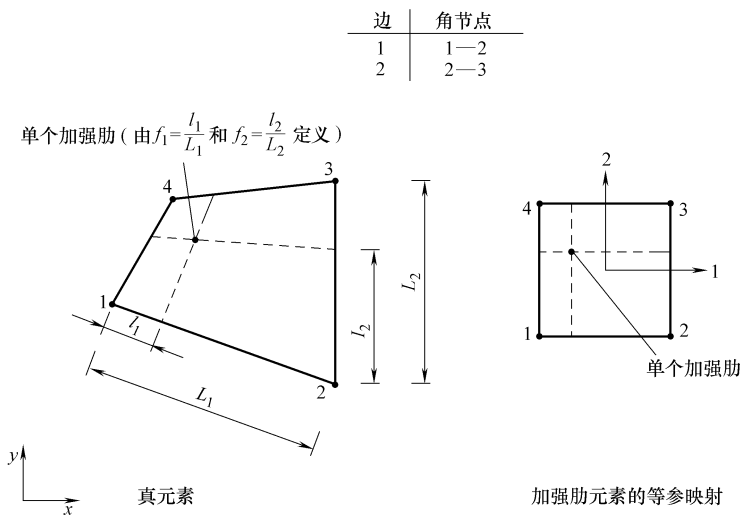


图 1-14 固体单元中的单个加强肋

- 4) 定义单元中加强肋的位置的分数距离 $f_2$ 。
- 5) 等参局部坐标方向 (仅用于三维单元)。

在三维情况下, 分数距离 $f_1$  和  $f_2$  为图 1-15 所标识的等参局部坐标方向中定义的面的第一和第二条边。

必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋。

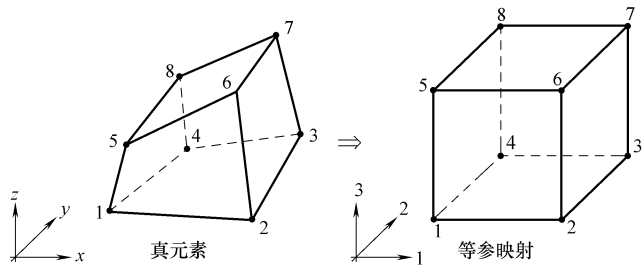
(13) \* REBAR LAYER: 在膜、壳、平面和连续单元中定义加强肋层 使用 \* REBAR LAYER 这一命令, 可以在壳、膜和固体单元中定义一个或多个加强肋层。它必须与 \* SHELL SECTION、\* MEMBRANE SECTION 或 \* SURFACE SECTION 等截面属性定义选项一起使用。定义固体连续介质单元中的加强肋层时可以用 \* EMBEDDED ELEMENT 来定义埋设在单元中的一组面单元或膜单元。

定义加强肋层时操作选用的参数如下:

- 1) GEOMETRY。用这个参数去指定加强肋几何类型。

如果在单元中加强肋的间距是不变的, 则设定 GEOMETRY = CONSTANT (默认值)。间距作为长度的度量在数据行中给出。

在柱坐标系中, 如果加强肋间距随到旋转轴间的距离成线性增长, 设定 GEOMETRY = ANGULAR。间距值作为角间距, 以度(°)为单位, 在数据行中给出。如果这个选项与三维膜、壳和表面单元连用, 柱坐标的局部方向系统必须被



等参方向 1 平行于边 1—2 和面 1—4—8

边	角节点
1	1—4
2	4—8
3	8—5
4	5—1

等参方向 2 平行于边 1—4 和面 1—5—6—2

边	角节点
1	1—5
2	5—6
3	6—2
4	2—1

等参方向 3 平行于边 1—5 和面 1—2—3—4

边	角节点
1	1—2
2	2—3
3	3—4
4	4—1

图 1-15 三维单元的等参方向和边的定义

定义。

如果单元中加强肋间距和方向能够由轮胎的上升方程(Lift Equation)来确定，则使用 `GEOMETRY = LIFT EQUATION` 命令来定义加强层的几何参数。加强肋的参数是按照展平的轮胎构型定义的。上升方程把加强肋的参数映射到弯曲后的轮胎构型中。间距的值在数据行中给出。如果这个选项与三维膜、壳和表面单元连用，圆柱坐标局部方向系统必须被定义。

2) ORIENTATION。这个参数仅对一般壳、膜和表面单元中的加强肋有意义。在数据行中设定这个参数等于定义加强肋角方向的局部方向。如果这个参数缺省，在数据行中加强肋的角方向被指定为相对于缺省投影的局部的表面方向。在轴对称壳单元和轴对称膜单元中这个参数是不允许出现的。

(14) 定义加强肋层的数据行 第一行数据将给定下述各项内容：

1) 标识加强肋层的名称。这个名字被用来定义加强肋层的预应力场和给定输出结果选择。在给定的单元或单元集中，每个加强肋层必须给定一个单独的

名字。

2) 加强肋的横截面积。

3) 在膜、壳和面单元平面中的加强肋间距。当设定  $GEOMETRY = ANGULAR$ , 它的值以度( $^{\circ}$ )为单位按照角间距被给定, 否则这个值作为长度的度量被给定。如果使用命令  $GEOMETRY = LIFT EQUATION$ , 则要在展平的几何体中定义这个间距。

4) 在壳的截面厚度方向上加强肋的位置。它的值为加强肋与壳中平面之间的距离, 与壳的正法线方向一致为正。如果  $NODAL THICKNESS$  参数被包含在壳单元的  $* SHELL SECTION$  截面定义选项中, 则厚度方向上加强肋的位置将可以被修改。这个赋值命令在膜单元或表面单元中没有意义。

5) 加强肋层材料的名称。

6) 对三维壳、膜和表面单元, 指定加强肋间与局部坐标的方向1的正确的角度值( $^{\circ}$ )。如果  $GEOMETRY = LIFT EQUATION$ , 则要在展平的几何体中指定角度。

局部坐标的方向1用  $* ORIENTATION$  选项来定义, 并设定  $ORIENTATION$  参数等于局部坐标方向系统的名称。如果  $ORIENTATION$  参数被省略, 局部坐标的方向1就用缺省的投影的局部表面方向来定义。在  $* MEMBRANE SECTION$  和  $* SHELL SECTION$  给定的参数  $ORIENTATION$  对加强肋角方向没有影响。对轴对称壳、轴对称膜和轴对称表面单元, 指定从子午面起始的加强肋的角方向, 以度( $^{\circ}$ )为单位( $0^{\circ}$ 为子午面,  $90^{\circ}$ 为圆周面)。从正法线方向开始向壳、膜和表面单元方向的旋转为正旋转。

7) 等参方向, 它用来度量加强肋角的输出结果。默认值为1.0。

8) 伸张比  $e$ , 与加强肋定义  $GEOMETRY = LIFT EQUATION$  连用。如果用  $GEOMETRY = CONSTANT$  或  $GEOMETRY = ANGULAR$  定义加强肋, 这个参数没有意义。

9) 半径  $r_0$ , 与加强肋定义  $GEOMETRY = LIFT EQUATION$  连用。在展平的几何体中, 这个值是加强肋的位置, 相对于柱坐标系中的旋转轴来定义度量。如果用  $GEOMETRY = CONSTANT$  或  $GEOMETRY = ANGULAR$  定义加强肋, 这个参数没有意义。

必要时重复这个数据行。每行定义一个加强肋层。

## 1.2 核反应堆钢筋混凝土安全壳的弹塑性损伤分析

### 1. 背景

核反应堆安全壳用于防止从核反应堆发出的射线意外泄漏。这些反应堆安全



壳由预应力超配钢筋混凝土构成。为确保在意外发生时核反应堆能(对外界)安全可靠,建立精确的安全壳模型是非常必要的。为验证分析模型,以及用于预测这些结构能承受多大内压的有限元程序的正确性,建造了一个根据实际反应堆安全壳按 1:4 比例缩小的模型。在美国能源部的桑迪亚国家实验室(Sandia National Laboratories)(见图 1-16),对这个比例模型进行了破坏试验(见图 1-17)。



图 1-16 PCCV 按 1:4 比例缩小的模型



图 1-17 PCCV 比例模型的破坏试验

对这个比例模型进行了两种测试:极限状态测试(Limit State Test,LST)和结构破坏模式测试(Structural Failure Mode Test,SFMT)。在这两个测试中,对结构

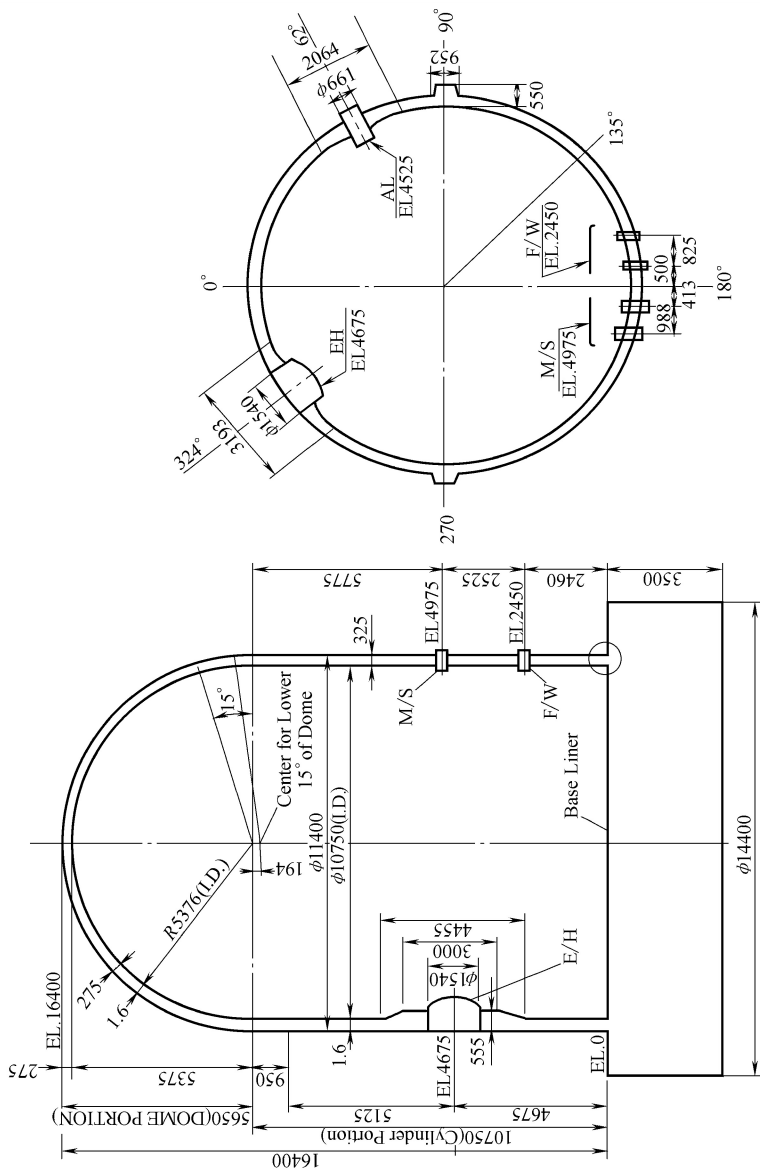


图 1-18 PCCV 比例模型的几何尺寸

所施加的载荷超过了它所能承受的设计压力。实施极限状态测试的目的是确定使得混凝土中的裂纹开始扩展，并导致反应堆安全壳内的气体泄漏的内压值。实施结构破坏模式测试的目的是确定使得结构完全倒塌的内压值。在这两个测试过程中，测量了比例模型的结构响应，收集了有关破坏机理的信息。这些测量数据可以在设计工程师测试他们的材料模型和有限元分析程序的循环测试中作为基准。

反应堆安全壳比例模型的尺寸如图 1-18 所示。这个结构是一个带有半球形圆顶的圆筒，总高度为 16.4m，半径为 5.3m，壁厚为 0.32m。向上经过一小段过渡区域后，圆顶的厚度减小到 0.275m。圆筒的底部与一个 3.5m 厚的地基相连。

混凝土结构在环向和纵向有被动钢筋 (Passive Reinforcement) 和预应力钢筋束 (Prestressed Tendons)。被动钢筋材料为低碳钢，而预应力钢筋束材料为高强度钢。反应堆安全壳的内侧用 1.6mm 厚的低碳钢筋衬里。反应堆安全壳的设计内压是 0.39MPa。

反应堆安全壳是一种预应力超配钢筋混凝土结构，初始设计目的主要是防止安全壳内的高温蒸汽泄漏到外部环境中。在有些情况下，反应堆安全壳也可能因受到一个很高的内压而导致整个结构崩塌，这时候混凝土的变形将会远远超过它的开裂极限。在核工业中，ABAQUS 被广泛用于分析这样的结构，一个典型的例子可以在文献[3]中看到。

## 2. 有限元分析

作为反应堆安全壳测试前分析和测试后分析的一部分，英国国家核公司建立了预应力混凝土反应堆安全壳原型的有限元模型。

ABAQUS 提供两种不同的本构模型用于混凝土分析。弥散裂纹混凝土模型 (Smeared Crack Concrete Model) 可以用来模拟压溃、拉裂，以及材料破裂后的结构行为性能。混凝土损伤塑性模型用于分析由于塑性变形引起的弹性刚度降低的情形，其中塑性变形可以是拉伸引起的，也可以是压缩引起的。

在本文的分析中，混凝土材料用一阶连续体、减缩积分单元模拟 (见图 1-19)。环向的预应力钢筋束 (Prestressed Tendons) 用预应力钢筋 (Prestressed Rebar) 模拟。纵向和子午线方向的钢筋束用预应力桁架 (Prestressed Trusses) 模拟。

预应力混凝土反应堆安全壳的衬里很薄，所以用膜单元模拟。

如图 1-19 所示，本文的预应力混凝土反应堆

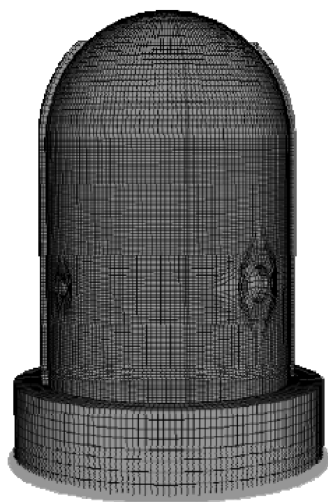


图 1-19 PCCV 模型的没有变形的有限单元网格

安全壳模型包含大约 150000 个单元和 500000 个变量, 内部施加了 2.0MPa 的内压。

为了使初学者更好地掌握相关几何模型和材料模型建模技术, 下面对模型数据文件进行简单介绍。

起始说明语句:

\* Heading

PCCV 的初始条件:

\* Include, Input = PCCV\_InitCon. inp

PCCV 钢筋的初始条件:

\* Include, Input = PCCV\_InitCon\_Rebar. inp

材料特性参数输入:

\* material, name = MISSING

\* elastic

0. 000001

\* density

1. 0E-09,

\* material, name = MATLINER

\* elastic, type = ISOTROPIC

219184, 0. 3

\* density

7. 850E-09,

\* plastic

381. 8, 0. 00

383. 3, 4. 24E-03

387. 9, 1. 06E-02

.....

475. 4, 4. 47E-02

479. 8, 4. 68E-02

\* material, name = CONCCAP

\* elastic

25907. 66, 0. 18

\* density

2. 21E-9,

\* cap plasticity

27. 9, 45. 0, 0. 4, 0. 00135, 0. 01, 1. 0

```
* cap hardening
41.67,0.0
41.68,0.00001
****
**** linear concrete
****
* material,name = LCONC
* elastic
25907.66,0.18
* density
2.21E-9,
* expansion
10.5E-6,
****
**** non-linear concrete
****
* material,name = NLCONC
* elastic,type = ISOTROPIC
25907.66,0.18
* concrete damaged plasticity
35.0,, ,0.001
* concrete compression hardening
24.0,0.00
88.0,0.0015
* concrete tension stiffening
4.4,0.0
4.4E-2,6.0E-3
* concrete tension damage
0.00,0.0
0.99,6.0E-3
* density
2.210E-09,
* expansion
10.5E-6,
**** -----
```

```
* material, name = MAT_F6
```

```
* elastic
```

```
25907.66, 0.18
```

```
* density
```

```
2.21E-9,
```

```
* expansion
```

```
10.5E-6,
```

```
***** -----
```

```
.....
```

```
**
```

PCCV 的节点信息输入:

```
* Include, Input = PCCV_Nodes. inp
```

PCCV 的单元信息输入:

```
* Include, Input = PCCV_Elements. inp
```

PCCV 的钢筋层节点信息输入:

```
* Include, Input = PCCV_RebLay_Nodes. inp
```

PCCV 的钢筋层单元信息输入:

```
* Include, Input = PCCV_RebLay_Els. inp
```

```
**
```

下面是一些节点集定义:

```
* Nset, nset = ALCONCND
```

```
.....
```

```
* Elset, elset = ALCONCNL
```

```
.....
```

接下来是一些特殊单元的定义:

```
* spring, elset = SPRGWALL
```

```
2, 2
```

```
147.638
```

```
.....
```

接下来是一些截面属性定义:

```
* solidsection, elset = FWVTENDS, material = TENDPROP
```

```
339.3
```

```
* orientation, system = CYLINDRICAL, name = FWCYLIND
```

```
0.0, 0.0, 0.0, 0.0, 1.0, 0.0
```

```
1, 0.0
```

```
* membranesection, elset = FWLINER, material = MATLINER, orientation = FW-
CYLIND
```

```
1. 60
```

```
* shellsection, elset = MSPLT12, material = MATLINER, orientation = FWCYLIND
```

```
12. 0
```

```
.....
```

上面的截面属性定义中，用到了局部坐标系定义的方向。

接下来使用 \* equation 命令定义线性多点约束：

```
* equation
```

```
2
```

```
FWSVTN,1,1.0,FWSVCN,1,-1.0
```

```
2
```

```
FWSVTN,3,1.0,FWSVCN,3,-1.0
```

```
* transform, nset = AL_LIN, type = C
```

```
0.0,0.0,0.0,0.0,1.0,0.0
```

```
.....
```

使用 \* mpc 命令定义非线性多点约束：

```
* mpc
```

```
LINEAR,440001,6600043,6600243
```

```
LINEAR,440002,6600044,6600244
```

```
.....
```

接下来是分析步：

```
**
```

```
* Step, inc = 15, name = Step-1
```

```
APPLY GRAVITY LOADS AND ALLOW POST-TENSIONING LOADS TO REACH
EQUILIBRIUM WITH REST OF VESSEL
```

```
* static
```

```
0.5,1.0
```

```
* controls, analysis = DISCONTINUOUS
```

```
* boundary
```

```
7000048,1,1
```

```
.....
```

```
* dload
```

```
ALLDOME, GRAV, 9810.0, 0.0, -1.0, 0.0
```

```
ALLCYLND, GRAV, 9810.0, 0.0, -1.0, 0.0
```



```

ALLBASE, GRAV, 9810.0, 0.0, -1.0, 0.0
.....
* output, field, frequency = 1
* elementoutput, variable = preselect, rebar
DAMAGEC, DAMAGET, SDEG, PEEQ, PEEQT, S
* elementoutput
DAMAGEC, DAMAGET, SDEG, PEEQ, PEEQT, S
* nodeoutput
U
* nodeprint, nset = LOC01, frequency = 4
U
.....
* elementoutput, elset = LOC55, rebar = HBARW140
S, E, PE, PEEQ
* elprint, elset = LOC17, rebar = E1D19, frequency = 4
S, E, PE, PEEQ
.....
* elfile, elset = LOC24, rebar = EH3D13, frequency = 4
S, E, PE
.....
* endstep

```

接下来是极限载荷分析步:

```

* Step, inc = 100, name = Step-2
LIMIT STATE LOAD TEST
* static, stabilize
0.01, 1.0
* controls, analysis = DISCONTINUOUS
* controls, parameters = FIELD, field = DISPLACEMENT
0.5, 5.0
* controls, parameters = FIELD, field = ROTATION
0.5, 5.0
* dload, op = MOD
RINGLD, P2, 2.00
CQRT, P2, 2.00

```

.....

其他细节基本同上一分析步。

在 PCCV\_InitCon.inp 文件中, 定义了各处连续体单元、面单元、壳单元、膜单元等的初始应力场:

```
* initial conditions,type = STRESS
FWVTENDS,1187.43
* initial conditions,type = STRESS
ALVERT,1187.43
* initial conditions,type = STRESS
EQVTENDS,1187.43
* initial conditions,type = STRESS
300200,1183.248706
```

.....

在 PCCV\_InitCon\_Rebar.inp 文件中, 定义了各处加强肋单元的初始应力场:

```
* initial conditions,type = STRESS,rebar
FWHOOP02,FWHP02,721.73
FWHOOP04,FWHP04,721.73
5209231,FWHP04,721.73
5210653,FWHP04,721.73
```

.....

在 Input = PCCV\_Nodes.inp 文件中定义了节点坐标信息:

```
* Node
1,0,0,0
1001,0,0,-5376.6
```

.....

在 PCCV\_RebLay\_Nodes.inp 文件中定义了加强肋节点坐标信息:

```
* Node
10000000,0.000000,738.000000,5433.702463
10000001,0.000000,850.500000,5433.700229
```

在 PCCV\_Elements.inp 文件中定义了单元信息和单元节点信息:

```
* Element,type = C3D8
1000,701001,701002,701202,701201,2001,2002,2202,2201
```

在 PCCV\_RebLay\_Els.inp 文件中定义了加强肋单元信息和截面属性信息:

```
* ORIENTATION,NAME = REBAR1,DEFINITION = OFFSET TO NODES
2,4
```

3

\* ELEMENT,TYPE = SFM3D4R,ELSET = SFM3D4R-1-1

10000000,10000000,10000001,10000002,10000003

.....

10001279,10005116,10005117,10005118,10005119

\* SURFACE SECTION,ELSET = SFM3D4R-1-1

\* REBAR LAYER,ORIENTATION = REBAR1

FD19 \_ 1, 2. 865000E + 02, 9. 484000E + 01, 0. 000000E + 00, B390 \_ D19, 0. 000000E + 00, 1

\* EMBEDDED ELEMENT,HOST ELSET = FW\_IV01

10000000,

.....

\* ELEMENT,TYPE = SFM3D4R,ELSET = SFM3D4R-2-1

10001280,10010240,10010241,10010242,10010243

.....

10001392,10010688,10010689,10010690,10010691

\* SURFACE SECTION,ELSET = SFM3D4R-2-1

\* REBAR LAYER,ORIENTATION = REBAR1

FD16 \_ 2, 1. 986000E + 02, 9. 484000E + 01, 0. 000000E + 00, B390 \_ D16, 0. 000000E + 00, 1

\* EMBEDDED ELEMENT,HOST ELSET = FW\_IV02

10001280,

.....

上面是大致的模型数据，进一步的参数设置可以参考相关文献。

### 3. 结果和结论

通过 ABAQUS 分析得到如下预测：

1) 预应力混凝土反应堆安全壳的一些钢筋在内压大约达到 0. 88MPa 时开始屈服。在这个内压载荷水平下，混凝土材料也出现了裂纹。

2) 当内压增大到 0. 997MPa 时，钢筋屈服现象和混凝土材料开裂现象大量出现在预应力混凝土反应堆安全壳环向方位角为 270°和 90°的墙柱处。模型中的中央圆柱墙体上各处的 ABAQUS 计算结果如图 1-20 和图 1-21 所示。图 1-20 为输出变量 AC YIELD 的云图，它是一个标量，表示了屈服的开始。数值 0 表示钢筋材料没有屈服，数值 1 表示钢筋材料已经屈服。

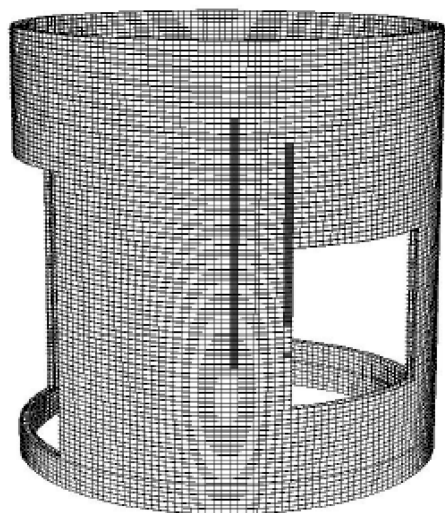


图 1-20 内压 0.997MPa 时输出变量 AC YIELD 的云图

3) 图 1-21 为输出变量 DAMAGET 的云图, 这个标量表示在混凝土具有稳定不变的损伤后递减的拉伸弹性模量。图 1-20 所示的钢筋已经发生屈服的区域也展示相应的混凝土开裂。在极限状态测试中, 混凝土开裂能够在试验中观测到, 这种预应力混凝土反应堆安全壳丧失承载功能是从包含了焊缝的衬里处开始发生的。

4) 由衬里开裂引起的泄漏首次出现是在内压达到设计内压(0.39MPa)的 2.4 ~ 2.5 倍, 即约 0.96MPa。在极限状态测试中, 内压继续增加导致在许多有应力集中的位置出现进一步的开裂和更多的泄漏。

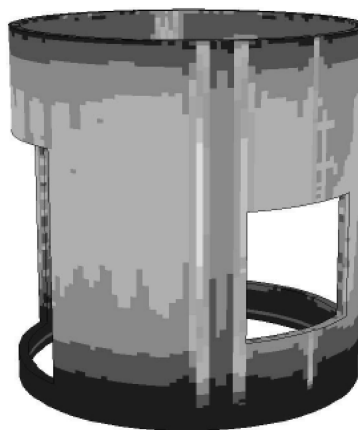


图 1-21 内压 0.997MPa 时输出变量 DAMAGET 的云图

预应力混凝土反应堆安全壳原型结构性整体崩塌发生在内压达到 1.4MPa 时。在这个载荷水平之后的计算, 由于速度较高, 相应的加载时间增量都要选取更小的值。试验测量到的结构整体崩塌的内压大约是 1.424MPa。

图 1-22 和图 1-23 分别为预应力混凝土反应堆安全壳承受接近完全倒塌载荷时位移和拉伸损伤的云图。图 1-24 和图 1-25 分别展示了在两个不同位置上由 ABAQUS 计算得到的载荷-位移曲线与试验结果的比较。

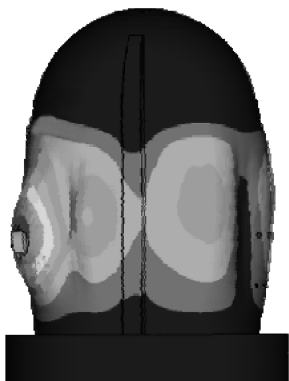


图 1-22 载荷为 1.52MPa 时，PCCV 模型的位移云图

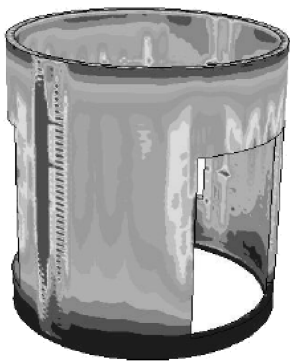


图 1-23 载荷为 1.52MPa 时，PCCV 模型的拉伸损伤云图

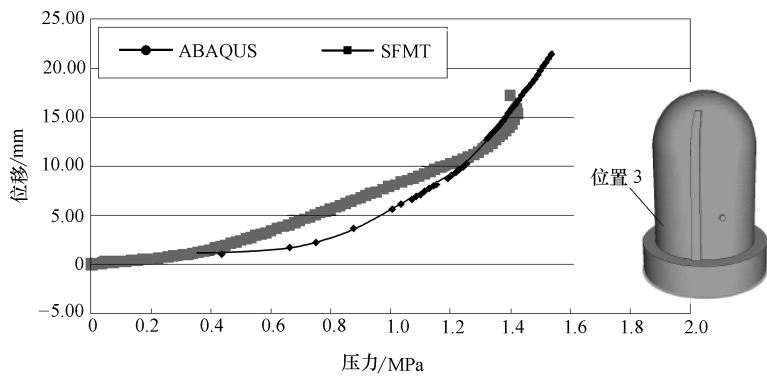


图 1-24 位置 3 中 ABAQUS 计算得到的载荷-位移曲线与试验结果的比较

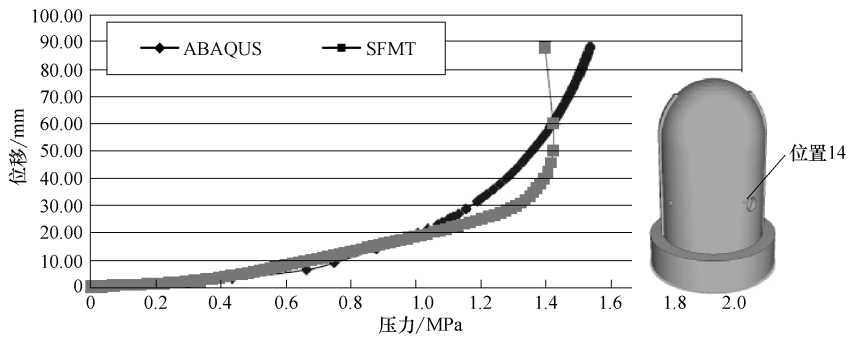


图 1-25 位置 14 中 ABAQUS 计算得到的载荷-位移曲线与试验结果的比较

### 本章参考文献

- [1] Tang H T. ABAQUS Applications in Light Water Reactor Safety Analysis [J]. ABAQUS Users'Conference Proceedings, 1988.
- [2] Prinja N K, Shepherd D. Theory and Practice, Professional Engineering Publishing[M]. London: Institute of Mechanical Engineers, 2003.
- [3] Prinja N K, Shepherd D. Simulating Structural Collapse of a PWR Containment[J]. Proceedings of the 17th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Aug 17-22, 2003.

## 第2章 埋地管线的力学建模与分析

石油和天然气的输送管道一般都埋在土里，管道周围的土壤为管道提供支撑和保护。当土壤沿管道轴线方向有相对于管道的位移时，土壤会形成对管道的明显载荷。这种土壤的运动可以由断层运动、滑坡、地震等行为引起。ABAQUS 专门开发了管道-土壤相互作用单元(英文缩写 PSI)来模拟管道与周围土壤之间的相互作用。在 ABAQUS/Standard 中，管道本身可以用梁单元、管单元或弯接头单元来建模，土壤的运动以及管道与周围土壤之间的相互作用要使用管道-土壤相互作用单元来建模。这些单元都只有节点上的位移自由度。管道-土壤相互作用单元的一侧或一个边与其下面的梁单元、管单元或弯接头单元共用节点。管道-土壤相互作用单元的另一侧上的节点代表远场的表面(如地表)，因此一般在这些节点上给定地表移动的边界条件。

### 2.1 ABAQUS 中的管道-土壤相互作用单元

ABAQUS/Standard 中的管道-土壤相互作用单元的功能是：

- 1) 可以用来模拟埋设在地下的管道与周围土壤之间的相互作用。
- 2) 必须使用梁单元、管单元或弯接头单元。
- 3) 可以有线性和非线性的本构行为。

ABAQUS/Standard 提供二维 (PSI24 和 PSI26) 和三维 (PSI34 和 PSI36) 的管道-土壤相互作用单元来模拟埋设在地下的管道与周围土壤之间的相互作用。

在 ABAQUS/Standard 单元库中，管道本身用梁、管或弯接头单元模拟。地基行为与管道-土壤的相互作用采用管道-土壤相互作用单元 (PSI) 来模拟。这些单元在节点上只有位移自由度。单元的一面或者一边与下面的模拟管道的梁、管或者弯接头单元共用节点(见图 2-1)。而另一侧的节点代表远场表面(如地面)，并用于通过

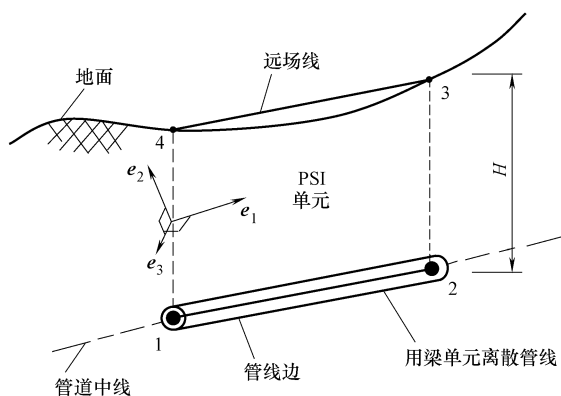


图 2-1 管道-土壤相互作用单元示意图

施加边界条件来描述远场地面的运动。

ABAQUS 通过定义单元连接属性把管道-土壤相互作用单元远场一侧的边和与描述管道的单元共享节点的那条边联系在一起。需要注意的是：由于管道-土壤相互作用单元的单元连接属性决定了下面所述的局部坐标和管道的埋设深度  $H$ ，必须小心地把管道单元与管道-土壤相互作用单元通过共享边来连接在一起。管道的埋设深度是沿着 PSI 单元的边测量的，如图 2-1 所示。在大变形几何非线性分析中，管道的埋设深度随着变形而更新。

必须说明的是，PSI 单元并不对周围土壤所占的实际区域进行离散。土壤所占的区域是通过 PSI 单元的刚度来反映的。单元刚度在下面的段落中将通过本构模型来定义。

管道-土壤相互作用模型也不包括周围土壤介质的密度。如果需要，可以在管道-土壤相互作用单元的节点处施加集中质量单元，从而把质量加入到模型中。

### 2.1.1 将管道-土壤相互作用行为赋给一个 PSI 单元

我们必须为管道-土壤相互作用单元的集合指定管道-土壤相互作用行为。在 Input 文件中，用下面的命令将管道-土壤相互作用行为指定给一个指定的单元集：

\* PIPE-SOIL INTERACTION, ELSET = name

紧随在 \* PIPE-SOIL INTERACTION 后，使用下面的选项来定义单元集的刚度特性：

\* PIPE-SOIL STIFFNESS

### 2.1.2 运动学和局部坐标系

管道-土壤相互作用单元的变形用单元两边之间的相对位移来表征。当单元由于相对位移而发生“应变”，在管道单元的节点处就会有力的作用。根据单元本构模型的类型，这些力可以是“应变”的线性（弹性）或非线性（弹塑性）函数。正的“应变”被定义为

$$\varepsilon_{ii} = \Delta \mathbf{u} \cdot \mathbf{e}_i \quad \text{不对下标进行求和}$$

式中， $\Delta \mathbf{u}$  是 PSI 单元两边之间的相对位移， $\Delta \mathbf{u} = \mathbf{u}^f - \mathbf{u}^p$  ( $\mathbf{u}^f$  是远场的位移， $\mathbf{u}^p$  是管道的位移)； $\mathbf{e}_i$  ( $i=1,2,3$ ) 是局部坐标，下标  $i$  指三个局部坐标方向；二维单元只存在面内应变分量  $\varepsilon_{11}$ 、 $\varepsilon_{22}$ ，三维单元存在所有三个应变分量  $\varepsilon_{11}$ 、 $\varepsilon_{22}$  和  $\varepsilon_{33}$ 。

局部坐标系用三个正交方向  $\mathbf{e}_1$ 、 $\mathbf{e}_2$ 、 $\mathbf{e}_3$  来定义。缺省的局部坐标是这样定义的： $\mathbf{e}_1$  是沿着管道的方向（轴线方向）， $\mathbf{e}_3$  是与单元平面相垂直的方向（水平横向）， $\mathbf{e}_2 = \mathbf{e}_3 \times \mathbf{e}_1$  是单元平面内的方向，它决定了横的竖向行为。正的缺省方向



是这样定义的： $\mathbf{e}_1$  指向管道的下一个节点， $\mathbf{e}_2$  从 PSI 单元的管道一边指向远场边，如图 2-1 所示。也可以通过给定局部方向来定义局部坐标。

在大位移分析中，局部坐标系随着所在管道的刚体运动而发生旋转。在小变形分析中，局部系统由 PSI 单元的初始几何构型来定义，并且在分析过程中保持不变。

在 Input 文件中，使用下面的命令选项把管道-土壤相互作用行为与局部方向联系起来：

\* PIPE-SOIL INTERACTION, ORIENTATION = name

### 2.1.3 本构模型

管道-土壤相互作用的本构行为是由沿管道各点处每单位长度上的力或应力  $q_i$  来定义的。这个应力是由于 PSI 单元两侧边相对位移或应变引起的。其一般函数形式可以表示为

$$q_i = q_i(\varepsilon_{ij}, s_\alpha, f_\beta)$$

式中， $s_\alpha$  是状态变量(如塑性应变)； $f_\beta$  是温度或场变量。

可以在用户子程序 UMAT 中定义上述本构关系。另外，也可以直接给定数据来定义这些本构模型。这是假设了基本的行为特性是可单独定义的：

$$q_i = q_i(\varepsilon_{ii}, s_\alpha, f_\beta)$$

这里对每个力分量给出了它们和应变分量之间的关系。在没有特殊说明的情况下，ABAQUS/Standard 模块中假定这些本构行为是关于原点对称的，即加载和反向加载行为规律形式相同。一般来讲，对于沿轴线和水平横向的运动，这个假设是合适的。当然，也可以给三个方向的相对运动任意的非对称行为(当管道埋设不深时可以这么操作)。这些模型假定正的“应变”引起的管道上的力作用在局部坐标系统的正方向上。

#### 1. 通过用户子程序来指定本构行为

要定义一个与 PSI 单元相应的很复杂的本构关系，可以在用户子程序 UMAT 中编程来实现。具体细节可见 UMAT 相关章节。在输入文件中，同时要使用下述命令引入 UMAT：

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = USER

#### 2. 直接给定数据来定义本构模型

有两种方法可以直接定义本构行为数据：一种是直接在表格中定义本构行为(分段线性)，另一种是用 ASCE 公式。

#### 3. 用数据表格直接指定本构行为

可以用表格输入来定义具有拉伸和压缩行为特性的线性或非线性本构模型。

(1) 线性模型 要定义一个线性本构模型，可以指定刚度为温度和场变量

的函数(见图 2-2)，可以为正、负不同的应变输入不同的力响应数值。ABAQUS/Standard 模块假定，默认情况下，本构关系曲线是关于原点对称的。

在数据文件中使用下述命令来进行表格数据输入：

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = LINEAR

(2) 非线性模型 为了定义非线性本构模型，可以指定力的响应为包括相对位移、温度、场变量等多个变量的函数(见图 2-3)。假如只有正的或者只有负的数据，ABAQUS 假定该模型是关于原点对称的。

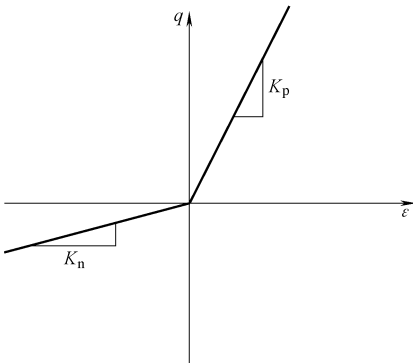


图 2-2 线性本构模型示意图

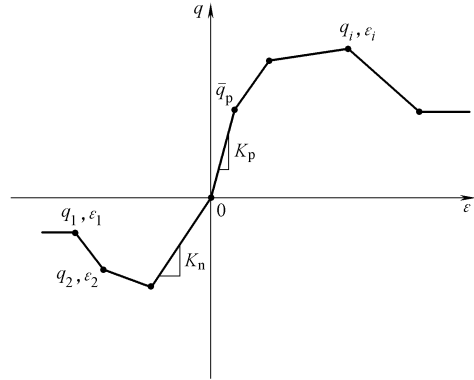


图 2-3 非线性本构模型示意图

必须提供按序排列的相对位移的数据。为了保证本构行为模型有足够的覆盖面，应该给出足够大的相对位移取值范围。必须通过定义原点处的数据来把正的数据和负的数据分开。

紧挨原点，在原点之前和之后的两个点的数据定义了弹性刚度  $K_n$  和  $K_p$ ，以及初始弹性极限  $\bar{q}_n$  和  $\bar{q}_p$ ，如图 2-3 所示。

当 PSI 单元的力满足下列关系式时，模型是弹性的：

$$F_n = q - \bar{q}_n(\bar{\varepsilon}_n^{pl}) \geq 0$$

$$F_p = q - \bar{q}_p(\bar{\varepsilon}_p^{pl}) \leq 0$$

式中， $\bar{\varepsilon}_n^{pl}$  和  $\bar{\varepsilon}_p^{pl}$  分别是与正的变形和负的变形相关的等效塑性应变。当应力超过这些弹性极限时，PSI 单元发生非弹性变形。

硬化模型由  $\bar{q}_n(\bar{\varepsilon}_n^{pl})$  和  $\bar{q}_p(\bar{\varepsilon}_p^{pl})$  各自独立的演化决定。模型假定，当相对位移的增量为负时， $\bar{\varepsilon}_p^{pl}$  保持不变；当相对位移的增量为正时， $\bar{\varepsilon}_n^{pl}$  保持不变。对应一个完整的载荷循环过程，图 2-4 给出了由模型预测得到的、对应一个简单的本构模型的应力-应变本构响应。对应着拉伸和压缩两种情况，本构模型都使用了双线性形式。从图 2-4 看出，对于初始加载步，正的应力加到  $\bar{q}_p$  时，压缩的初始屈服强度仍然保持不变，为  $\bar{q}_n^0$ 。类似地，随后的反向加载过程中，压缩应力加载到

$\bar{q}_n$  之后, 拉伸屈服强度也保持不变。结果, 在右侧反向加载时, 屈服发生在  $\bar{q}_p$  应力水平上。这种行为特性适合于描述垂直于管道方向的运动。管道和土壤的相对运动就发生在这个方向上, 而正向的相对运动对负向的相对运动的行为特性没有影响。

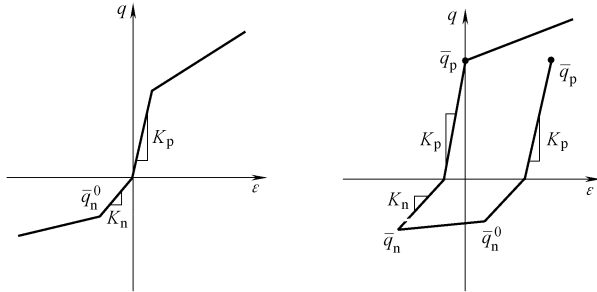


图 2-4 本构模型双线性形式示意图

当只提供正的数据或只提供负的数据时, 这时行为特性是关于原点对称的, 这样的模型称为各向同性的。这时的模型硬化将只取决于等效塑性应变  $\bar{\varepsilon}_n^{\text{pl}}$ 。这种演化模型更适用于描述管道轴向的行为。在轴向, 一般地讲, 正的非弹性变形会影响随后发生的负的非弹性变形。

在输入数据 inp 文件中, 使用下述命令进行上述操作:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = NONLINEAR

#### 4. 用 ASCE 公式直接指定本构行为

ABAQUS/Standard 提供解析模型来描述管道-土壤的相互作用。这些模型定义了能够施加在管上的力的最大极限, 用一个常数来表示。换句话说, 这些模型是弹性-理想塑性的。适用于沙子和粘土的此类公式在油和气体管道系统地震设计的 ASCE 指导 (ASCE Guidelines for the Seismic Design of Oil and Gas Pipeline Systems) 中有详细描述。

可以通过给单元定义一个局部方向来把 ASCE 公式施加在任意的局部坐标系中。然而, 这些公式一般用于缺省的坐标系中, 也就是描述轴线行为的公式沿管道轴线 (方向 1) 施加; 横的竖直方向的公式沿方向 2 施加; 横的水平行为的公式施加在方向 3 上。在使用 ASCE 公式来确定行为特性时, 必须给定公式施加的方向。

除了深度  $H$ , 必须给出下面的 ASCE 公式中的所有参数。这些参数的取值可在土力学课本中找到。在油和气体管道系统地震设计的 ASCE 指导中给出了一些参数的常用取值的例子。

#### 5. 轴向行为

沙子的轴向最大承载力  $\bar{q}_a$  由下面的公式给出:

$$\bar{q}_a = \frac{1}{2} \pi D \bar{\gamma} H (1 + K_0) \tan \delta$$

式中,  $K_0$  是静止土压力系数;  $H$  是从地表到管道中心的深度;  $D$  是管道的外径;  $\bar{\gamma}$  是土的有效单位质量;  $\delta$  是界面上的摩擦角。

粘土的轴向最大承载力为

$$\bar{q}_a = \pi D \alpha S$$

式中,  $S$  是土的不排水抗剪强度;  $D$  是粘土颗粒直径;  $\alpha$  是经验粘滞系数, 它把土的不排水抗剪强度与粘聚力联系起来:  $c = \alpha S$ 。

在相对位移极值点  $\bar{\varepsilon}_a$  处, 载荷达到最大。对于沙子,  $\bar{\varepsilon}_a$  的值大约为 2.5 ~ 5.0mm (0.1 ~ 0.2in)。粘土的  $\bar{\varepsilon}_a$  值大约为 2.5 ~ 10.0mm (0.2 ~ 0.4in)。当应变  $\varepsilon < \bar{\varepsilon}_a$  时, 材料行为是线弹性的。

ABAQUS 中假设轴向行为是关于原点对称的。这时的模型硬化将只取决于等效塑性应变  $\bar{\varepsilon}_n^p$ 。无论发生的非弹性变形是正的还是负的, 等效塑性应变总是增加的。

在输入数据 inp 文件中, 使用下述命令之一来定义轴向行为:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = AXIAL, TYPE = SAND

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = AXIAL, TYPE = CLAY

## 6. 横的竖向行为

竖向行为特性是通过向上运动和向下运动两种不同的运动关系来描述的。向上运动是指管道相对地表作上升运动。管道的向上运动将引起 PSI 单元负的相对位移, 这样管道被施加负的作用力。类似地, 管道的向下运动引起 PSI 单元正的相对位移和正的作用力。

沙土中管道的向下运动所产生的最大作用力为

$$\bar{q}_{vp} = \bar{\gamma} H N_q D + \frac{1}{2} \gamma D^2 N_\gamma$$

式中,  $N_q$  和  $N_\gamma$  是竖向条形基础的承载因子, 竖向条形基础承受向下的垂直载荷;  $\gamma$  是总的土的单位质量; 其他参数在前面已被定义。

粘土中管道的向下运动所产生的最大作用力为

$$\bar{q}_{vp} = S N_c D$$

式中,  $N_c$  是承载力因子。对于沙土和粘土, 最大承载力对应的相对位移大约为  $\bar{\varepsilon}_{vp} = (0.1 \sim 0.15) D$ 。

沙土中管道的向上运动所产生的最大作用力为

$$\bar{q}_{vn} = \bar{\gamma} H N_{qv} D$$

对于粘土, 这个力为

$$\bar{q}_{vn} = S N_{cv} D$$

式中,  $N_{qv}$  和  $N_{cv}$  是垂直上举因子。

横的竖向行为特性关于原点不对称。从而, 模型的硬化规律需要采用两个等效塑性应变变量来描述:  $\bar{\varepsilon}_{vn}^{pl}$  和负的相对位移相关,  $\bar{\varepsilon}_{vp}^{pl}$  和正的相对位移相关。模型假定: 当相对位移的增量为负时,  $\bar{\varepsilon}_{vp}^{pl}$  保持不变; 而当相对位移的增量为正时,  $\bar{\varepsilon}_{vn}^{pl}$  保持不变。

在输入数据 inp 文件中, 使用下述命令之一来定义竖向行为:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = VERTICAL, TYPE = SAND

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = VERTICAL, TYPE = CLAY

## 7. 横的水平行为

对于砂土中的管道, PSI 单元的水平力与管道-土壤相对位移的关系为

$$\bar{q}_h = \bar{\gamma} H N_{qh} D$$

粘土中, 这个关系为

$$\bar{q}_h = S N_{ch} D$$

式中,  $N_{qh}$  和  $N_{ch}$  是水平承载力因子; 其他变量已在前面部分定义。

相对位移大约为  $\bar{\varepsilon}_h = C_h (H + D/2)$  时 PSI 单元达到最大承载力。松散沙土  $C_h = 0.07 \sim 0.1$ ; 中等松散的砂土和粘土  $C_h = 0.03 \sim 0.05$ ; 密实砂土  $C_h = 0.02 \sim 0.03$ 。

模型假定了横的水平行为关于原点对称。从而, 只需一个等效塑性应变变量  $\bar{\varepsilon}_h^{pl}$  来描述模型的硬化规律。无论正负, 只要有非弹塑性变形发生, 等效塑性应变  $\bar{\varepsilon}_h^{pl}$  就将被更新。

在输入数据 inp 文件中, 用下面的命令之一来定义横的水平行为:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = HORIZONTAL, TYPE = SAND

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = HORIZONTAL, TYPE = CLAY

## 8. 本构行为定义所在方向的确定

如果直接指定数据来定义本构行为, 缺省假定模型是各向同性的。如果模型不是各向同性的, 可以在每个方向指定不同的本构关系形式。对于二维非各向同性模型, 必须在两个方向指定行为特性。对于三维非各向同性模型, 必须在三个方向上指定行为特性。必须明确给定行为特性所属的方向。可以指定行为特性所属的方向为方向 1、方向 2、方向 3、轴线方向、竖向方向或者水平方向。ABAQUS/Standard 假定轴线方向为方向 1, 竖向方向为方向 2, 水平方向为方向 3。

在输入数据 inp 文件中, 用下面的命令来定义各向同性本构模型:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS

用下面的命令来定义在特殊方向上的本构模型:

\* PIPE-SOIL STIFFNESS, DIRECTION = direction

其中，direction 参数可以是 1、2、3、AXIAL、VERTICAL 或 HORIZONTAL。多次重复 \* PIPE-SOIL STIFFNESS 选项的 DIRECTION 参数来定义每个方向上的本构模型行为特性。

输出在后处理过程中通过应力输出控制变量 S 可以得到单元局部坐标中单位长度上作用的力的数值结果。通过应变输出控制变量 E 可以得到相对位移的结果。弹性和塑性应变可以分别通过输出控制变量 EE 和 PE 得到。

PSI 的单元节点力可以通过单元变量 NFORC 得到。这个力是在整体坐标中给出的，它是单元作用在管道节点上的力。

## 2.2 ABAQUS/Standard 模块中管道-土壤相互作用单元库

### 1. PSI 单元类型

二维单元有：PSI24，二维 4 节点管道-土壤相互作用单元；PSI26，二维 6 节点管道-土壤相互作用单元。有效的自由度：1，2。附加解变量：无

三维单元有：PSI34，三维 4 节点管道-土壤相互作用单元。PSI36，三维 6 节点管道-土壤相互作用单元。有效的自由度：1，2，3。附加解变量：无。

需要的节点坐标：二维：X，Y；三维：X，Y，Z。

单元属性定义的方法：在输入数据 inp 文件中用命令：\* PIPE-SOIL INTERACTION 来开始相应的数据段落。

单元输出信息种类：可以通过设置应变选项选择输出与力相对应的相对位移。可以分别输出弹性应变和塑性应变。

二维单元：S11 为在第一个局部坐标方向的单位长度的力；S22 为在第二个局部坐标方向的单位长度的力。

三维单元：S11 为在第一个局部坐标方向的单位长度的力；S22 为在第二个局部坐标方向的单位长度的力；S33 为在第三个局部坐标方向的单位长度的力。

### 2. 单元节点顺序和高斯积分点编号(见图 2-5)

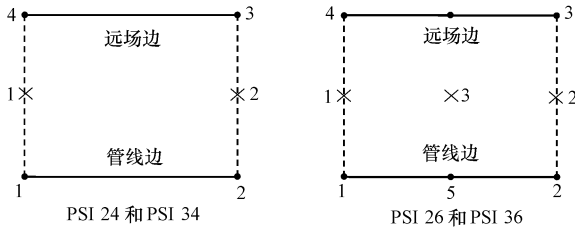


图 2-5 单元节点编号示意图

## 2.3 算例

本算例的目的是确定一个无限长的土埋管道的应力状态。这个管道跨越一个断层，断层处发生了 1.52m 的位移，如图 2-6 所示。断层与管道成直角相交。本算例将采用 PSI 得到的结果与下文所述的采用另一种单元计算得到的结果进行了比较。

### 1. 问题的描述

问题的几何模型是一个无限长的管道埋设在 6.1m 深的地下。模型中选取 610m 长的

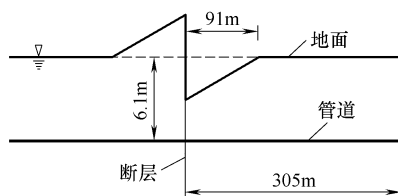


图 2-6 模型示意图

一段管道作为分析对象。管道的外径是 0.61m，壁厚 0.0254m。管道的离散采用了 50 个一阶 PIPE21 单元。网格采用偏离形式分网，即管道跨越断层的地方网格密一些，两端的管单元稀疏一些。管道与土壤的相互作用采用 PSI24 单元来模拟。这里的 PSI 单元是如此定义的：单元的下方节点与管道单元共享，单元的上部节点为远场地表点，地表的运动边界条件就施加在这些节点上。上述地表节点和管单元节点之间用单元连接来定义。为了验证单元的实用性，算例中还使用了 PIPE31 和 PIPE34 单元来计算三维问题。

### 2. 材料

管道的材料为弹性-理想塑性金属，弹性模量为 206.8GPa ( $30 \times 10^6 \text{ lbf/in}^2$ )，泊松比取 0.3，初始屈服强度取 413.7MPa ( $60000 \text{ lbf/in}^2$ )。管道-土壤相互作用也假定为弹性-理想塑性的。在定义管道-土壤相互作用时使用了 \* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = NONLINEAR 选项。相互作用发生在竖直方向上，它与沿管道轴线方向的行为不同。模型中假设了管道埋设足够深，从而其行为是关于原点对称的。ABAQUS 也允许任意给定方向的不对称行为，这通常只有在管道埋设较浅时才会发生。轴线方向的单位长度上最大的力是 730.0N/m ( $50.0 \text{ lbf/ft}$ )，竖直方向的单位长度上最大的力是 1460.0N/m ( $100.0 \text{ lbf/ft}$ )。在水平和竖直两个方向上，在 0.0304m (0.1ft) 处的力达到最大值。

载荷发生在轴线和竖直方向组成的平面内，因此横向的管道-土壤相互作用对于分析结果不重要。

### 3. 载荷

管道上的载荷是由沿断层 1.52m 的相对位移引起的，如图 2-7 所示。假设沿着断层从原点开始在 91.4m 的范围内地表的竖向运动的影响以线性的方式逐渐减弱。线性分布的地表运动如下文所述。刚性单元 (R2D2) 与 PSI 单元的远场边相连，从而产生了两个刚性表面，在断层的两侧各有一个。这两个面从



断层原点移至延伸到 91.4m 的距离处。刚体的参考点也布置在离断层原点 91.4m 的地表处。断层的运动通过对每个刚体参考点施加一个转动来模拟，这样，断层的一侧会有一个 +0.76m (2.5ft) 的竖向位移，而另一侧会有一个 -0.76m 的竖向位移。远场的其他所有节点自由度都被约束住。另外，管道的两端节点均为固支约束。图中没有显示任何 PSI 单元，也没有显示其他的地表点节点。

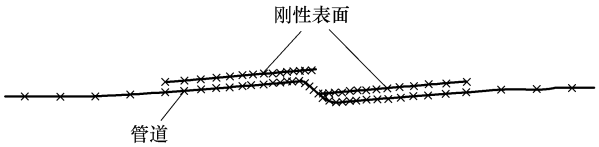


图 2-7 管道变形示意图

#### 4. 参考解

参考解是采用在管道和土壤之间设置 JOINTC 单元来模拟二者的相互作用来求得的。这些单元提供内部刚度，这些刚度是由线性和非线性的弹簧来模拟。非线性弹簧的行为是弹性的，反向加载不产生永久变形。这个行为特性与 PSI 单元不同。然而，在本算例中，由于只涉及单调加载，上述特性对结果实际没有影响。

JOINTC 单元和 PSI 单元的另一个区别在于，JOINTC 单元相关的弹簧行为是通过总的力来定义的，而 PSI 单元的本构行为是定义在力/单位长度上的。这一区别要求我们为每一个 JOINTC 单元定义一个刚度，否则就应选用均匀网格，使每个 JOINTC 的间隔都是单位长度。本算例采用了单位长度网格。

数据输入 inp 文件解读：

```
* HEADING
RELATIVE FAULT MOTION ACROSS BURIED PIPELINE
PSI24 elements          Units: N,m
* PRE PRINT,ECHO = NO,MODEL = YES,CONTACT = YES,
HISTORY = YES
* NODE
1, -91.4,6.1
2,91.4,6.1
101, -305.0,0.0
151,305.0,0.0
501, -305.0,6.1
551,305.0,6.1
```



```
* NODE,NSET = NL
111, -91.4,0.0
511, -91.4,6.1
* NODE,NSET = NC
126,0.0,0.0
526,0.0,6.1
* NODE,NSET = NR
141,91.4,0.0
541,91.4,6.1
* NGEN,NSET = ALL
101,111
141,151
501,511
541,551
* NFILL,NSET = ALL, BIAS = 1.111111
NL,NC,15
* NFILL,NSET = ALL, BIAS = 0.900000
NC,NR,15
* NSET,NSET = PIPE,GEN
101,151
* NSET,NSET = SURF,GEN
501,510
526,526
542,551
* NSET,NSET = ENDS
101,151
* ELEMENT,TYPE = PIPE21
101,101,102
* ELGEN,ELSET = PIPELINE
101,50
* ELSET,ELSET = PIPEPLOT,GEN
111,140
* ELEMENT,TYPE = PSI24
501,101,102,502,501
```

```
* ELGEN, ELSET = SOIL
501, 50
* ELEMENT, TYPE = R2D2
1111, 511, 512
1127, 527, 528
* ELGEN, ELSET = SURFL
1111, 14
* ELGEN, ELSET = SURFR
1127, 14
* BEAM SECTION, SECTION = PIPE, ELSET = PIPELINE,
MATERIAL = STEEL
0.61, 0.0254
* MATERIAL, NAME = STEEL
* ELASTIC
206.8E6, 0.3
* PLASTIC
413.7E6
* PIPE-SOIL INTERACTION, ELSET = SOIL
* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = NONLINEAR, DIR = AXIAL
-730.0, -0.0304
0.0, 0.0
730.0, 0.0304
* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = NONLINEAR, DIR = VERTICAL
-1460.0, -0.0304
0.0, 0.0
1460.0, 0.0304
* PIPE-SOIL STIFFNESS, TYPE = NONLINEAR, DIR = HORIZONTAL
-1460.0, -0.0304
0.0, 0.0
1460.0, 0.0304
* RIGID BODY, ELSET = SURFL, REFNOD = 1
* RIGID BODY, ELSET = SURFR, REFNOD = 2
* STEP, INC = 1000, NLGEOM
1: APPLY FAULT MOTION
```

```
* STATIC
* BOUNDARY
SURF,1,2
ENDS,1,2
ENDS,6
1,1,2
2,1,2
1,6,,0.0083368
2,6,,0.0083368
* NODE PRINT,FREQ = 10
U,
RF,
* ELPRINT,FREQ = 10,ELSET = SOIL
S,PE
COORD,
* ELPRINT,FREQ = 10,ELSET = PIPEPLOT
1
S,PE
COORD,
* EL FILE,ELSET = PIPEPLOT
S
* EL FILE,ELSET = SOIL
S,PE,E
NFORC,
* OUTPUT,FIELD,FREQ = 100
* ELEMENT OUTPUT,ELSET = PIPELINE
S,E,EE,EP
* NODE OUTPUT,NSET = ALL
U,
* OUTPUT,HISTORY,FREQ = 1
* NODE OUTPUT,NSET = ENDS
U,RF
* END STEP
```

5. 结果与讨论

图 2-8 和图 2-9 示出了由于断层两侧的相对地表运动在轴向和竖向单位长度上的力。图形显示了在管道-土壤相互作用模型中断层的弹性运动能够引起断层附近轴线方向和垂直方向的永久变形。

图 2-10 给出了管道底部壁内轴线方向的应力与参考解的比较。图中显示出，管道的行为是弹性的，PSI 解和参考解很接近。一点小的差别是由于二者的网格差异。两种方法得到的管道上的支反力和最大管道位移都很接近。

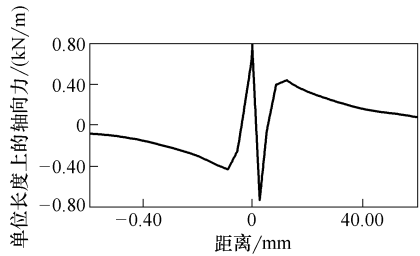


图 2-8 单位长度管道上的轴向力

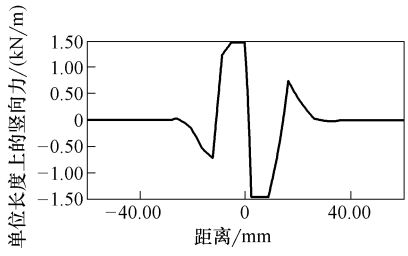


图 2-9 单位长度管道上的竖向力

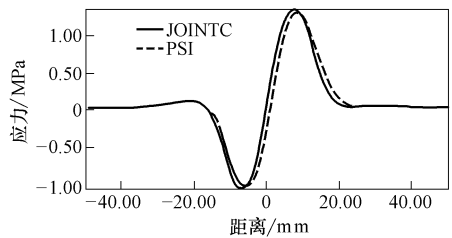


图 2-10 管道底部的轴向应力

2.4 埋地管道的静力学模型与分析

上述模型采用了 PSI 单元模拟土壤与管道的相互作用。由于采用了简化模型，大大简化了数值计算的工作量。上述做法能对数公里长的管道在地震载荷作用下的力学行为进行模拟，得出对管道整体设计具有重要指导意义的结论。但是，有时候设计单位需要进一步了解管道某一指定截面上的变形分布规律，这是上述宏观分析所不能提供的内容。下面介绍如何对一个 20m 长的管段在地应力和施工载荷影响下的变形和应力分布进行三维数值模拟。

管道的网格：共采用了 320 个 8 节点三维实体单元，704 个节点。

土体的模型：共采用了 8760 个 8 节点三维实体单元，10120 个节点。

结果表明，完成全部管道埋置施工后的管道内竖向应力分布  $\sigma_3$  最大 3.985MPa，最小 -1.43MPa；竖向位移  $U_3$  最大 -0.2131mm，最小 -1.753mm；没有塑性区出现。

1. 计算模型(见图 2-11)

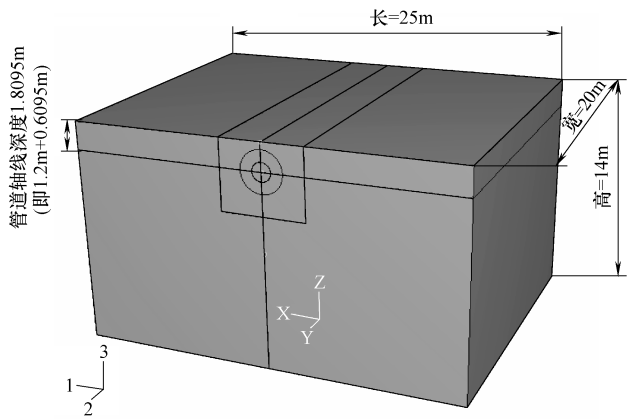


图 2-11 计算模型(尺寸见图中标注,管道外上顶点距地表距离 1.2m)

2. 管道的几何模型(见图 2-12、图 2-13)

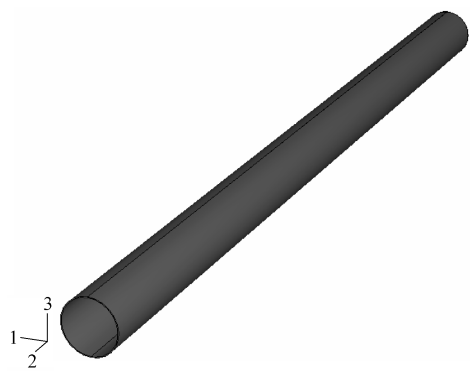


图 2-12 管道的几何模型(长 20m, 外径 1.219m, 壁厚 0.0184m)

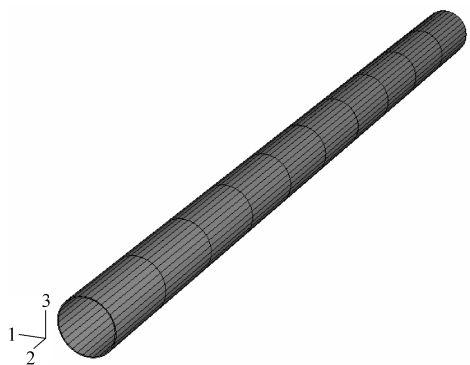


图 2-13 管道的网格(共采用了 320 个 8 节点三维实体单元,704 个节点)

3. 土体的模型(见图 2-14、图 2-15)

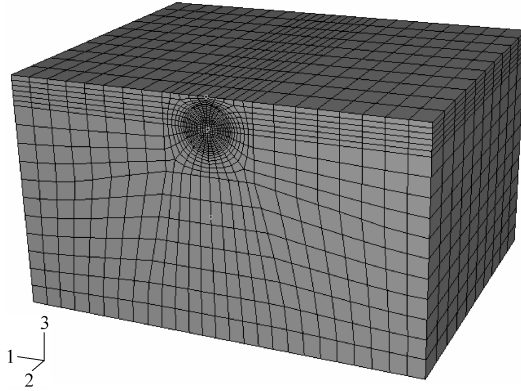


图 2-14 土体的模型(共采用了 8760 个 8 节点三维实体单元,10120 个节点)

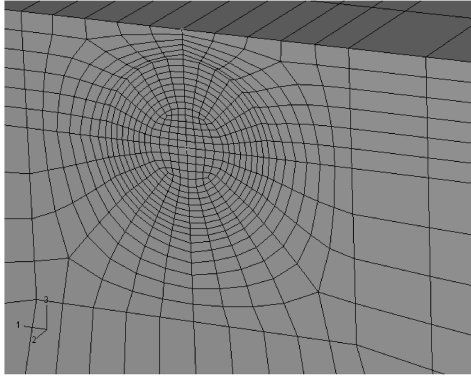


图 2-15 放大的网格(管道附近的土体网格划分较细密)

4. 模型的位移边界(见图 2-16、图 2-17)

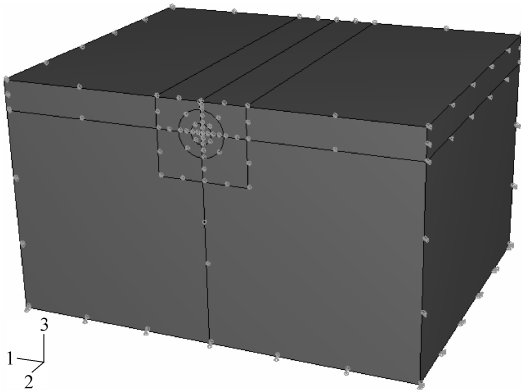


图 2-16 模型的位移边界(4 个侧边及底边均施加法向的零位移)

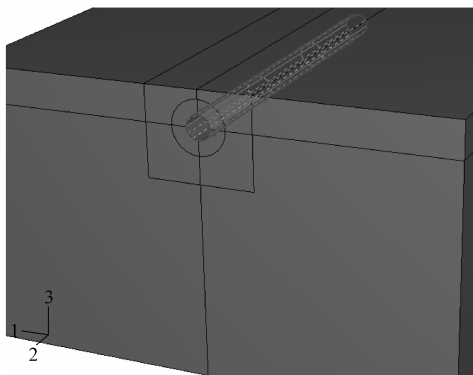


图 2-17 接触(管道与周围土体之间设置了摩擦接触, 接触面上的点有切向的相对滑动和法向的张开, 摩擦系数为 0.4, 最大粘聚力设为 0.5MPa)

## 5. 材料参数

材料参数: 各力学参数单位分别为 m、s、kg、N。

土的参数:

\* Material, name = Soil

Density

1900.,

\* Elastic

8e + 07, 0.37

\* Mohr Coulomb

20., 15.

\* Mohr Coulomb Hardening

500000., 0. (粘聚力 0.5MPa)

1e + 06, 1.

钢的参数:

\* Material, name = steel

\* Density

7800.,

\* Elastic

2.07e + 11, 0.3

\* Plastic

5.55e + 08, 0. (初始强度 555MPa)

8. 25e +08,0. 3 (极限强度 825MPa)

6. 计算模拟的管道施工步骤

计算共采用 6 个步骤模拟地应力及管道在土体压力下的变形全过程，分别为：

- 1) 土体地应力场的生成。
- 2) 管道埋置处的土体开挖。
- 3) 置入管道。
- 4) 管道重力起作用。
- 5) 回填土。
- 6) 回填土重力起作用，引起空心管道进一步变形，并产生应力、接触面上的压力和相对位移。

7. 计算结果(见图 2-18 ~ 图 2-23)

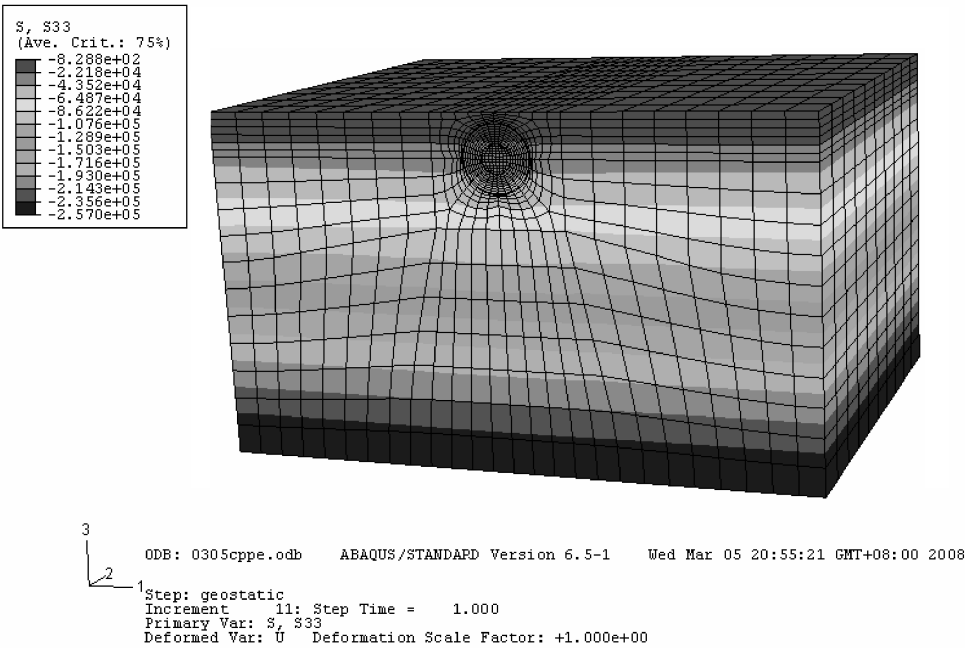


图 2-18 初始地应力场(重力引起的竖向应力  $\sigma_z$ ,侧压力系数取 0.85)



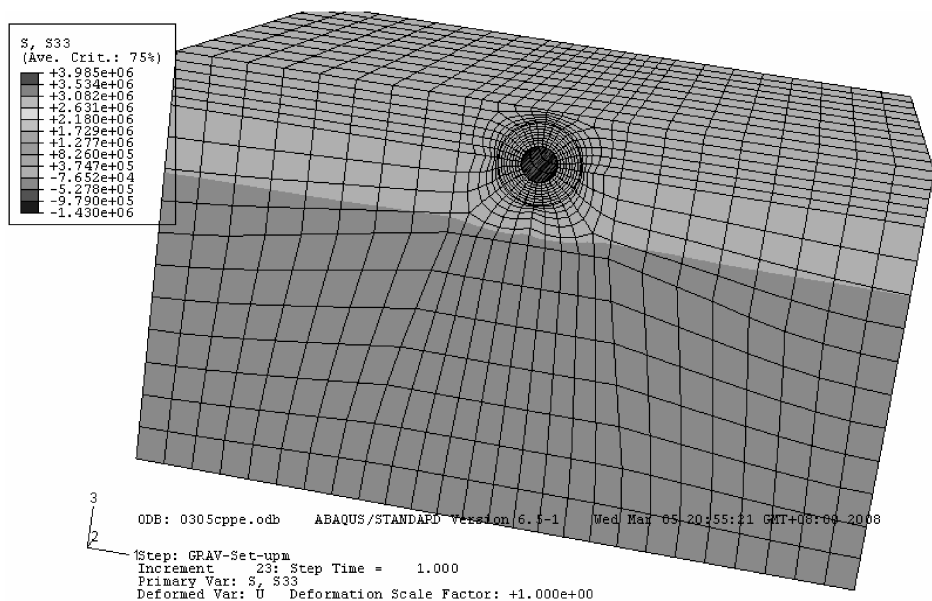


图 2-19 完成全部管道埋置施工后的竖向应力  $\sigma_z$   
[最大 3.985MPa(发生在管道内壁底部中央),最小 -1.4MPa]

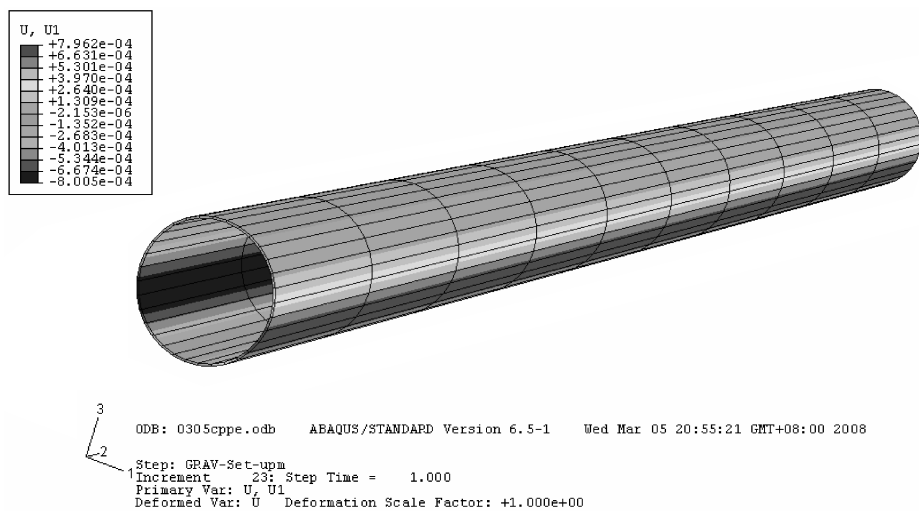


图 2-20 完成全部管道埋置施工后的管道水平侧向位移  $U_1$   
(最大 0.792mm,最小 -0.8mm)

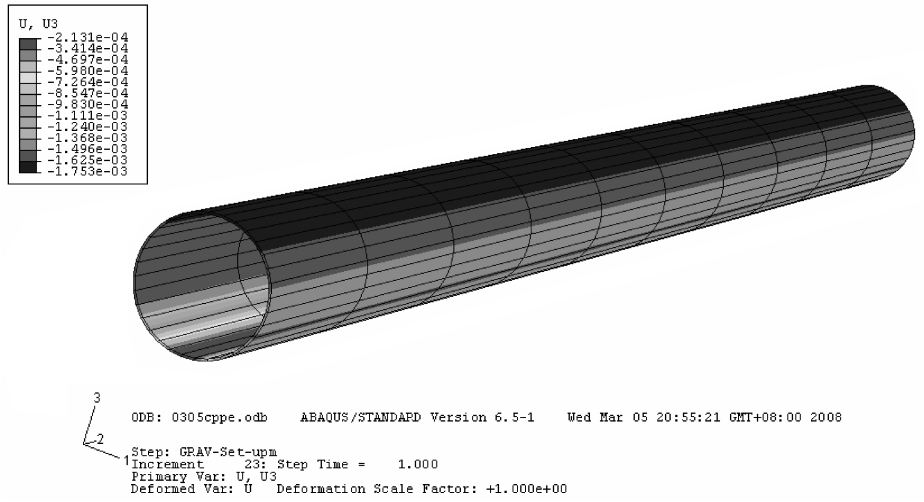


图 2-21 完成全部管道埋置施工后的管道竖向位移  $U_3$   
(最大  $-0.2131\text{mm}$ , 最小  $-1.753\text{mm}$ )

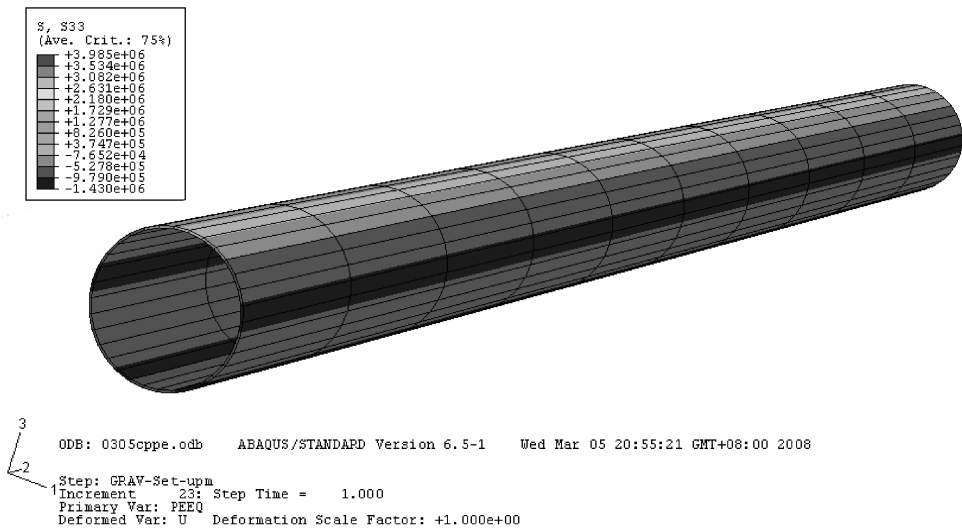


图 2-22 完成全部管道埋置施工后的管道内竖向应力分布  $\sigma_3$   
(最大  $3.985\text{MPa}$ , 最小  $-1.43\text{MPa}$ )

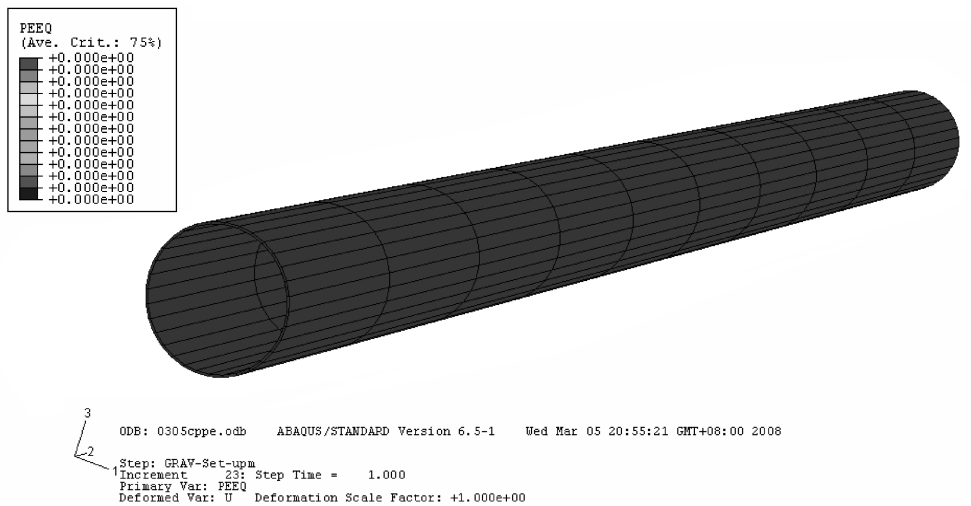


图 2-23 完成全部管道埋置施工后的管道内塑性应变分布(零,没有塑性区)

### 本章参考文献

[1] Audibert J M E, Nyman D J, O'Rourke T D. Differential Ground Movement Effects on Buried Pipelines, Guidelines for the Seismic Design of Oil and Gas Pipeline Systems[J]. ASCE publication, 1984: 151-180.

## 第3章 ABAQUS 在汽轮机分析中的应用

对于像汽轮机叶轮、叶片、转子等结构来说，除必须利用其循环对称特点大大降低问题的计算规模外，还必须采用有效的求解器来获得高精度的结果。ABAQUS 被广泛地认为是功能最强的通用有限元软件之一，不仅有强大的非线性功能，而且具有针对各种动力学问题的分析模块，可完成叶轮、转子等复杂结构的稳态动力学响应分析。以下将从理论基础、ABAQUS EXAMPLE PROBLEM 算例和仿汽轮机整圈叶片分析这三个方面来说明这个问题。

### 3.1 循环对称理论基础

ABAQUS STANDARD 中的循环对称(Cyclic Symmetry)分析技术的特点包括：分析只建立在一个重复性扇区模型基础上的  $360^\circ$  循环对称结构的力学行为成为可能。

能应用于 \* STATIC、\* VISCO 和 \* HEAT TRANSFER 分析及循环对称载荷下的结构响应。

采用 Block Lanczos 方法，\* FREQUENCY 模态分析能够计算  $360^\circ$  结构的所有特征频率(Eigenfrequencies)和特征振型(Eigenmodes)。

能在基于模态的 \* STEADY STATE DYNAMICS 分析中确定相应于某一个给定的循环对称振型下的载荷的响应。

在对称表面上不要求使用匹配网格。

循环对称振型号 (Mode Number)，也称为节径(Nodal Diameter)，是指在一个基本响应中沿着周长方向的波的数目。图 3-1 ~ 图 3-3 所示分别为 ABAQUS 计算得到的某结构的 0 节径、1 节径和 2 节径的振型图。

通过对一个对称的单个扇区进行一系列线性分析，可以完成对一个循环对称结构完整的线性摄动分析。单个扇区上的循环对称边界条件(与各种循环对称振型相关)产生厄米特(Hermitian)刚度和质量矩阵(带有对称实部和反对称虚部的复矩阵)。序列中

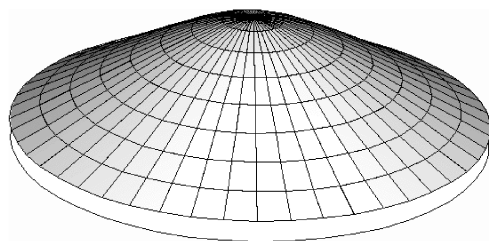


图 3-1 0 节径振型图

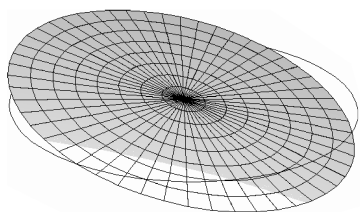


图 3-2 1 节径振型图

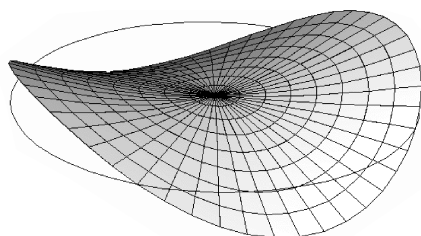


图 3-3 2 节径振型图

的  $k$  阶线性分析是通过采用相应于结构响应的  $k$  节径的循环对称振型的对称条件来进行的。对于呈现  $N$  个循环对称的结构来说, 只需要进行  $N/2 + 1$  ( $N$  为偶数) 或  $(N + 1)/2$  ( $N$  为奇数) 个分析。这使得整个结构以相对低的计算成本完成响应分析。

为完成一个循环对称结构的一般线性分析, 外部力应表现为基本载荷的一个线性组合, 其中每一个载荷都对应于一个对称振型并且激励起结构相应于同一阶振型下的结构响应。在静态分析中还没有添加在任意一个振型上定义载荷的功能。因为 0 节径振型的响应保持了循环对称特点, 因此这类结构的分析可以在一个一般非线性步或一个线性摄动步(如上所述)中完成。出于同样的原因, 这样一个分析步也可以用于一个循环对称线性摄动步的预载步。

对一个循环对称结构提取非对称响应, 现在只能在使用 Block Lanczos 方法并且是频域的、基于模态的动力学分析(\* STEADY STATE DYNAMICS)中的特征值分析(\* FREQUENCY)中获得。对一个特定的、一组或所有的循环对称振型, 都可以提取相应于对称和非对称特征振型的固有频率。它们可以用于子序列 \* STEADY STATE DYNAMICS 分析中。可以通过 \* SELECT EIGENMODES 和 \* MODAL DAMPING 选项来选择投影到求解中的特征振型。

在一个基于模态的稳态动力学分析中, 集中力、分布力和表面力可以通过投影到某一个特定的循环对称振型上来定义。在同一个稳态动力步中所有应用的载荷必须都投影到同样的循环对称振型上。这个限制暗示着在给定的稳态动力学分析步中对所有载荷 CYCLIC MODE 参数必须具有相同的值。

除常规的一些定义外, 对一个循环对称结构进行稳态动力学分析的基本过程如下:

定义一个循环对称模型基本扇区→应用循环对称约束(Cyclic Symmetry Constraints)→在对称轴上应用循环对称条件→获得该循环对称结构的所有特征值→选择循环对称振型进行稳态动力学分析。

### 3.2 循环对称算例

ABAQUS 的 EXAMPLE PROBLEM 手册中有一个循环对称结构的简单例子，是一个由中心轮毂和四个叶片组成的风扇，如图 3-4 所示。

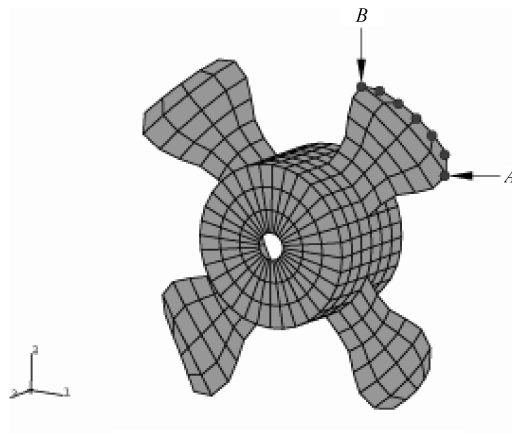


图 3-4 风扇结构

以其中一个基本扇区进行有限元建模，如图 3-5 所示。这样建立的模型只有原结构的 1/4，大大降低了模型规模。经过计算可得到该风扇在各节径下的各阶频率，图 3-6 所示为 0 节径 2 阶振型，图 3-7 所示为风扇 2 节径 3 阶振型。

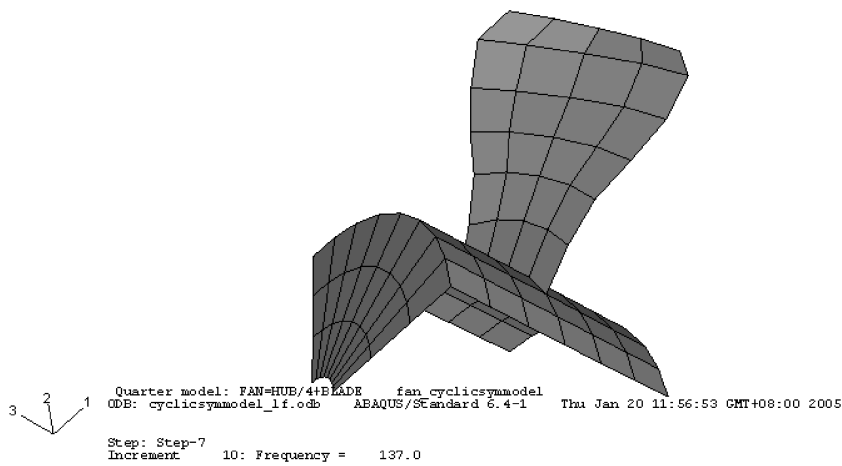


图 3-5 风扇一个基本扇区的有限元模型

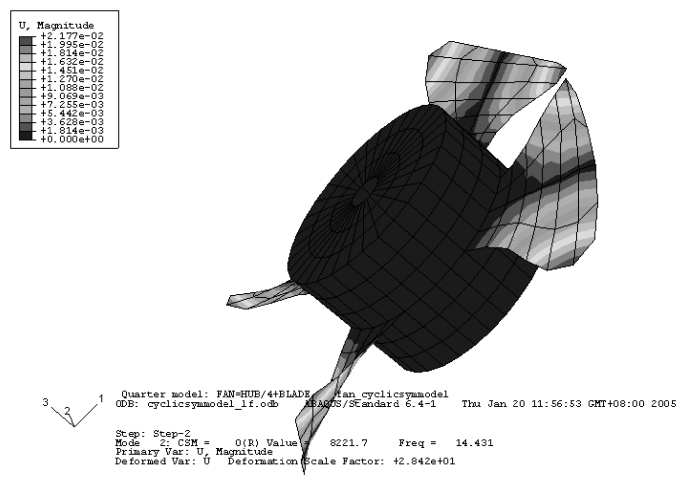


图 3-6 风扇 0 节径 2 阶振型

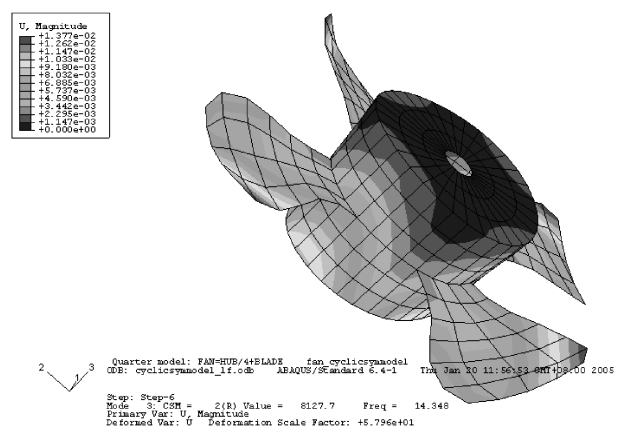


图 3-7 风扇 2 节径 3 阶振型

### 3.3 动力分析基本概念

#### 1. 模态分析

模态分析是用来确定结构的振动特性(包括自然频率、振型和振型参与系数)的一种技术,是所有动力学分析类型的最基础的内容。

模态分析的优点在于:

- 1) 使结构设计避免共振或以特定频率进行振动(如扬声器)。

- 2) 使工程师可以认识到结构对于不同类型的动力载荷是如何响应的。
- 3) 有助于在其他动力分析中估算求解控制参数(如时间、步长)。

由于结构的振动特性决定结构对于各种动力载荷的响应情况,所以建议在准备进行其他动力分析之前首先要进行模态分析。

模态分析的运动方程为

$$([K] - \omega^2[M])\{u\} = \{0\}$$

## 2. 谐响应分析

谐响应分析是确定一个结构在已知频率的正弦(简谐)载荷作用下结构响应的技术。其输入包括:①已知大小和频率的谐波载荷(力、压力和强迫位移);②同一频率的多种载荷,可以是同相或不同相的。其输出包括:①每一个自由度上的谐位移,通常与施加的载荷不同相;②其他多种导出量,如应力和应变等。

进行谐响应分析的目的在于:

- 1) 确保一个给定的结构能经受住不同频率的各种正弦载荷(例如:以不同速度运转的发动机)。
- 2) 探测共振响应,并在必要时避免其发生(例如:借助于阻尼器来避免共振)。

谐响应分析的运动方程为

$$(-\omega^2[M] + i\omega[C] + [K])\left(\{u_1\} + i\{u_2\}\right) = (\{F_1\} + i\{F_2\})$$

## 3.4 汽轮机叶片有限元分析

### 1. 汽轮机叶片有限元模型

汽轮机单个叶片的 CAD 模型如图 3-8 所示。ABAQUS 分析汽轮机叶片采用了对称循环理论,可以将这个叶片作为一个基本扇区,分析整个叶片的静、动力问题。这个扇区由围带、叶片、叶根组成。整个汽轮机共有 104 个叶片,因此采用一个扇区建立有限元模型,并利用循环对称理论方法来进行计算可以大大降低建模和计算工作量。图 3-9 所示为汽轮机的整体模型。材料弹性模量  $E = 210\text{GPa}$ ,泊松比  $\mu = 0.3$ ,密度  $\rho = 7.9\text{g/mm}^3$ 。

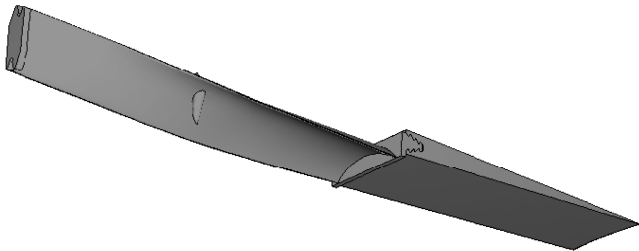


图 3-8 汽轮机一个基本扇区的模型



叶片与围带、叶片与拉肋、叶片与叶根之间分别建立模型，并用 Tie 连接，这样处理可以让叶片与围带、叶片与拉肋、叶片与叶根之间的连接处不需要共节点单元(匹配单元)，便于划分网格以及赋予叶片与围带、拉肋以及叶根不同的材料属性。由一个扇区生成的汽轮机局部模型如图 3-10、图 3-11 所示。

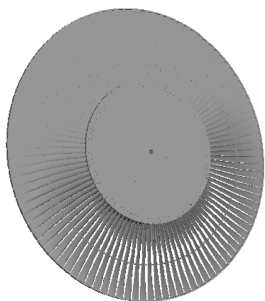


图 3-9 汽轮机整体模型

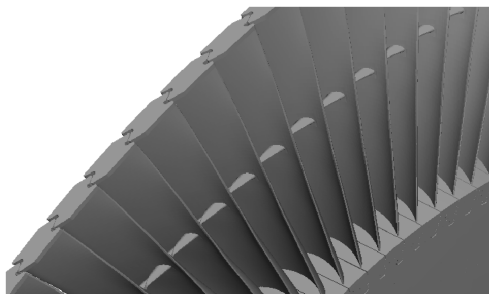


图 3-10 叶片局部模型

如图 3-12 所示，轮毂与叶根的连接比较复杂，此处采用摩擦接触。ABAQUS 提供了丰富的接触属性，用以定义发生接触实体之间的受力特性。本文建立的接触面的接触属性包括法向接触属性和切向接触属性：法向接触属性采用硬接触，切向接触属性采用罚函数法。给定摩擦系数为 0.3。

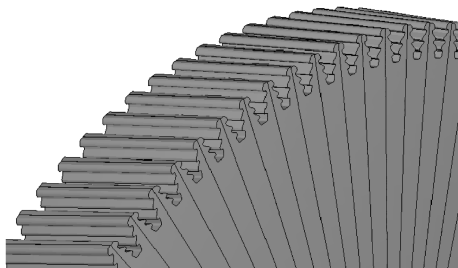


图 3-11 轮毂局部模型

施加如图 3-13 所示的边界条件和载荷：整体结构施加离心力(频率为 50Hz)；叶根底部固定。

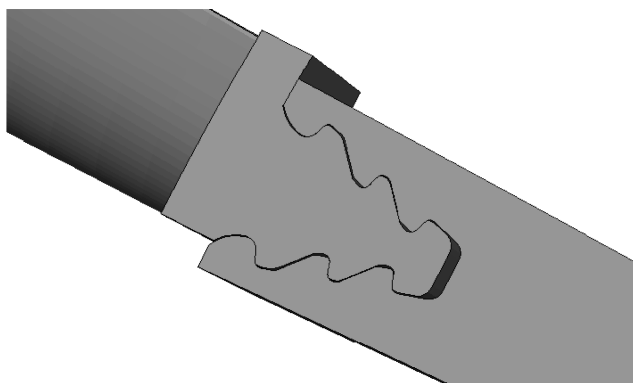


图 3-12 轮毂与叶根的连接

计算网格如图 3-14、图 3-15 所示，共有 38363 个单元和 44622 个节点，轮毂和叶根采用接触传力，所以在接触面附近网格应该比较密，有助于精度的提高。为减小计算量，轮毂靠近圆心附近区域以及叶片的网格可以稀疏些。不同扇区的轮毂之间采用 Tie 连接，且采用 adjust 参数调节两个面之间的间隙；不同扇区的叶顶、拉肋之间也采用 Tie 连接，但这里使 adjust 参数等于零，不调节它们之间的距离，保证它们之间在叶片静止状态时有相对距离，这是因为转速达到一定值后它们才真正接触。

计算过程：

计算以某一转速转动 (50Hz) 时汽轮机的应力、应变、位移、叶根与轮毂接触应力等物理量；

提取单叶片的模态；

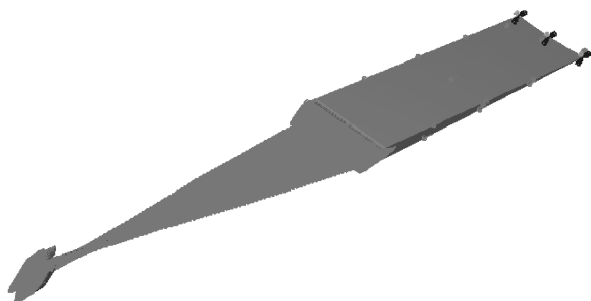


图 3-13 边界条件和载荷

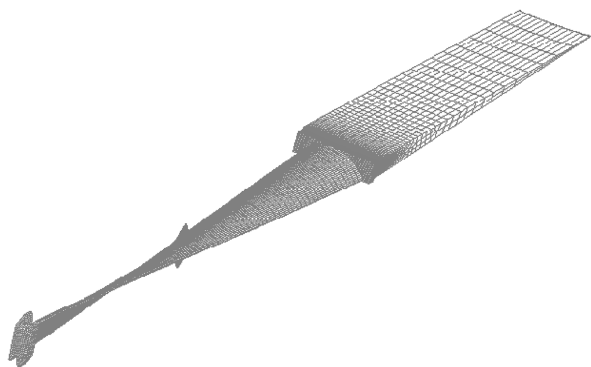


图 3-14 计算网格

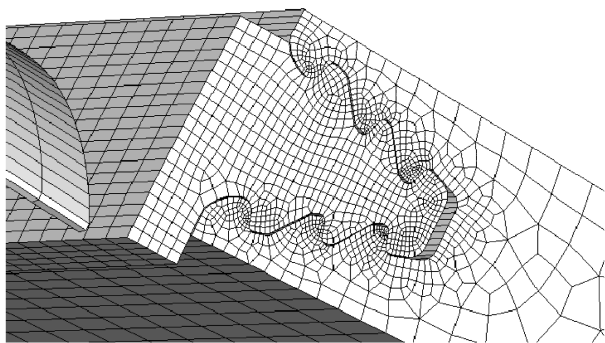


图 3-15 接触面处网格

提取基于 1 状态下结构的动模态；

在叶片上施加不同频率、不同相位差的简谐分布力，对结构作稳态动力响应分析(谐分析)。

2. 静力计算

静力计算载荷：汽轮机结构上施加了固定的旋转角速度，频率为 50Hz。计算所得结果如图 3-16 ~ 图 3-36 所示。

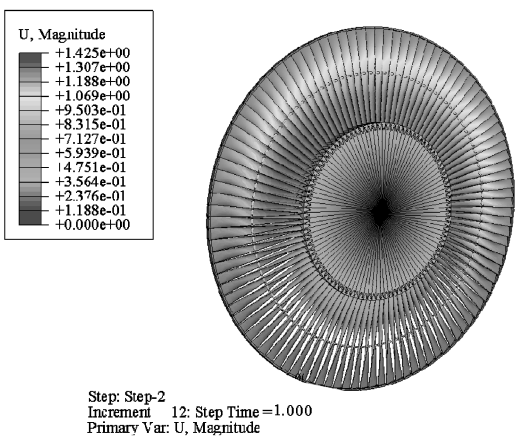


图 3-16 整体位移

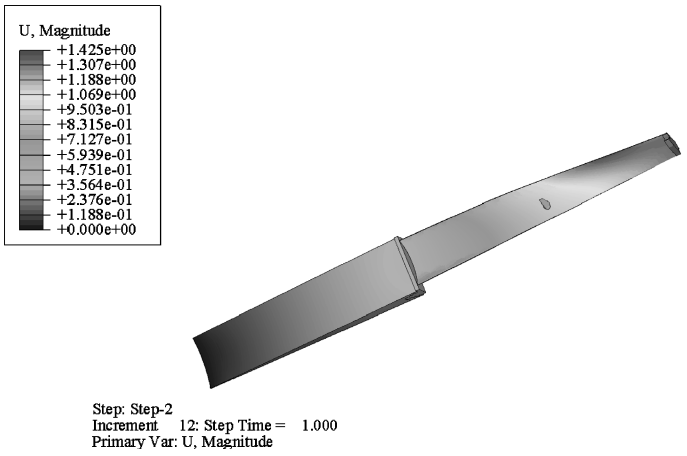


图 3-17 一个扇区的位移

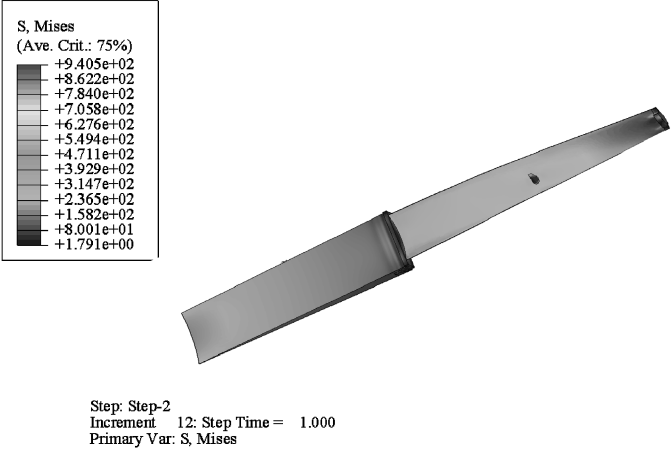


图 3-18 Mises 应力

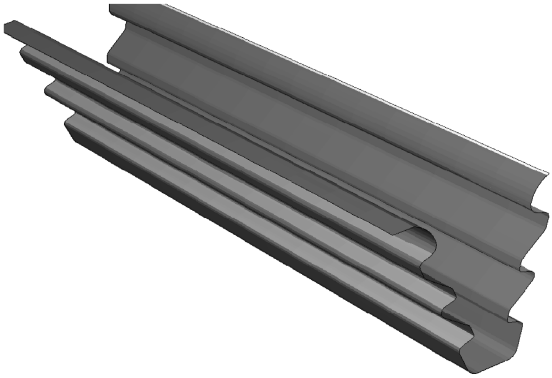


图 3-19 接触区域

图 3-19 中的绿色表示叶根和轮毂发生接触的区域，其他区域表示受力后叶根和轮毂相应区域发生脱离。

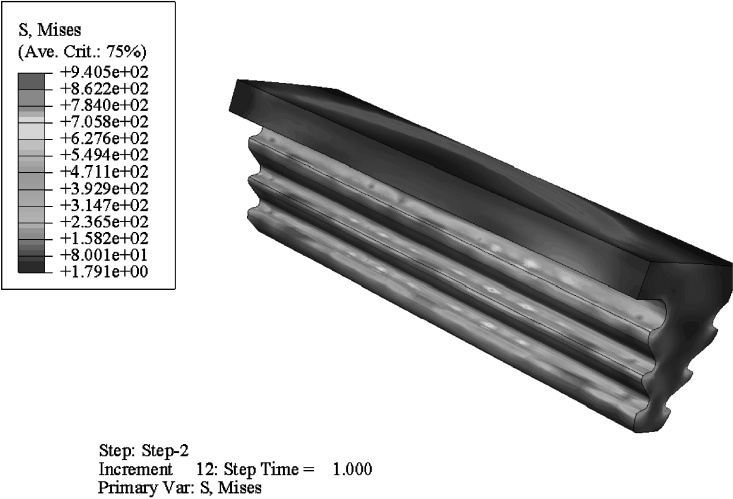


图 3-20 接触处叶根的 Mises 应力

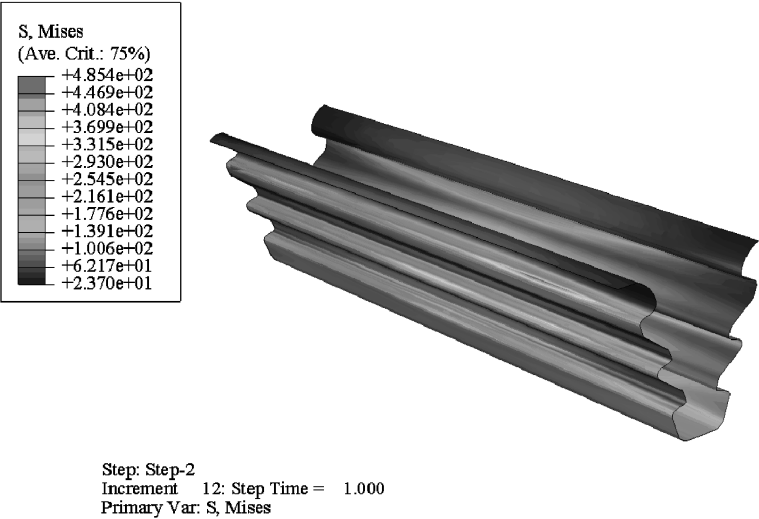


图 3-21 接触面 Mises 应力分布

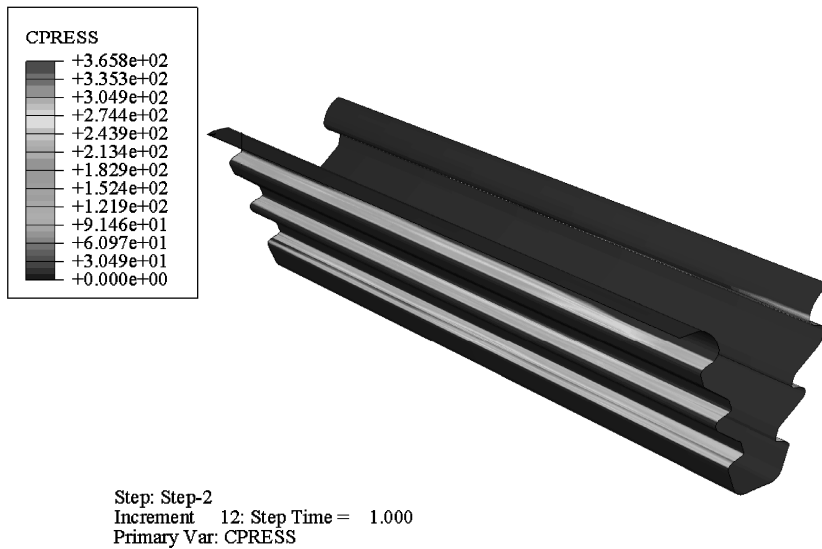


图 3-22 接触正应力分布

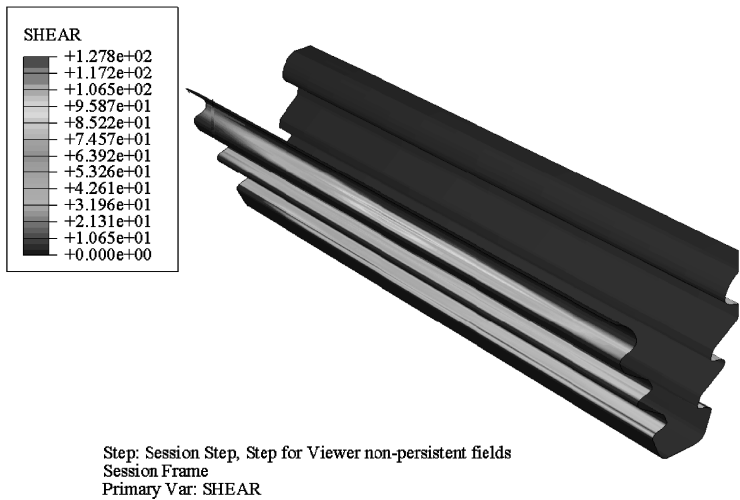


图 3-23 接触摩擦力分布

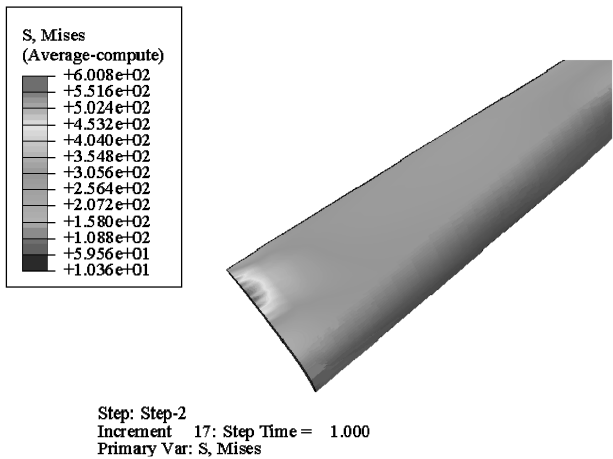


图 3-24 叶片的 Mises 应力分布

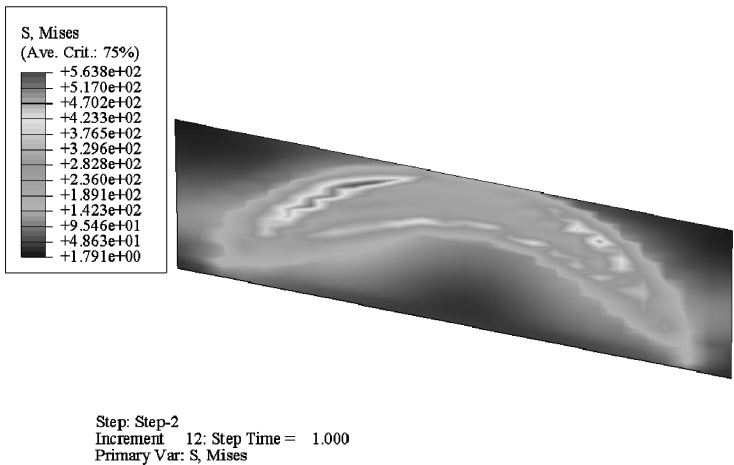


图 3-25 叶片与叶根连接处叶根剖面上的 Mises 应力

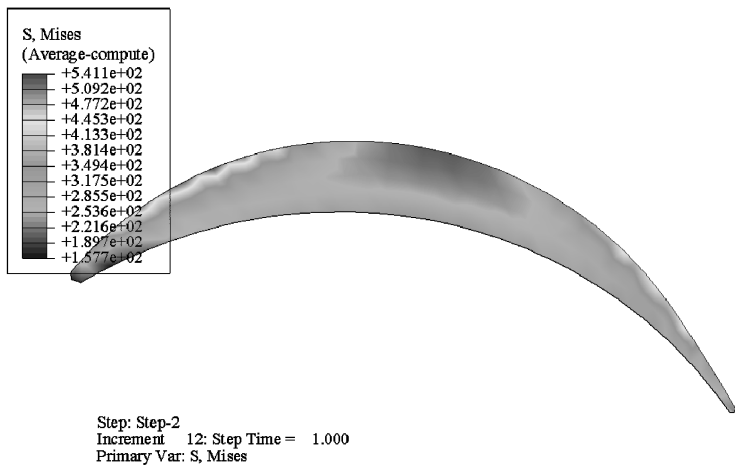


图 3-26 叶根与叶片连接处叶片剖面上的 Mises 应力

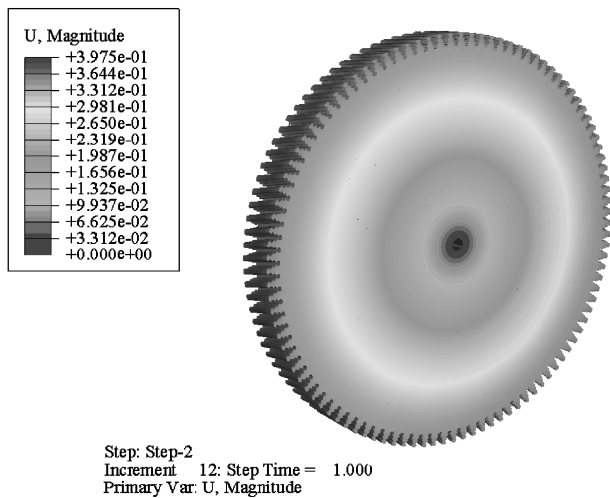


图 3-27 轮毂的位移



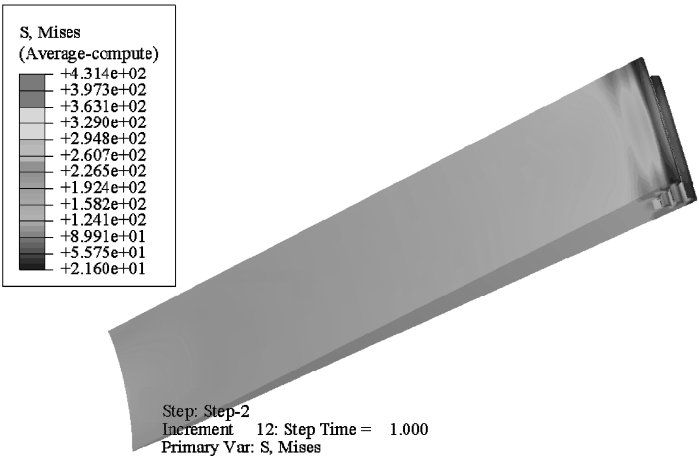


图 3-28 轮毂的 Mises 应力

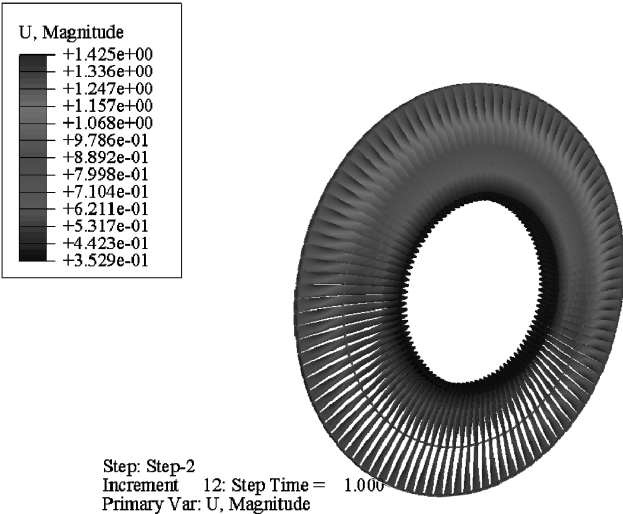


图 3-29 叶片位移

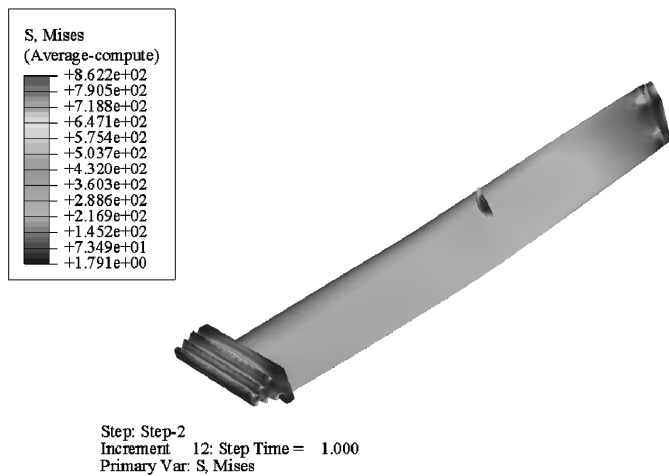


图 3-30 叶片的 Mises 应力

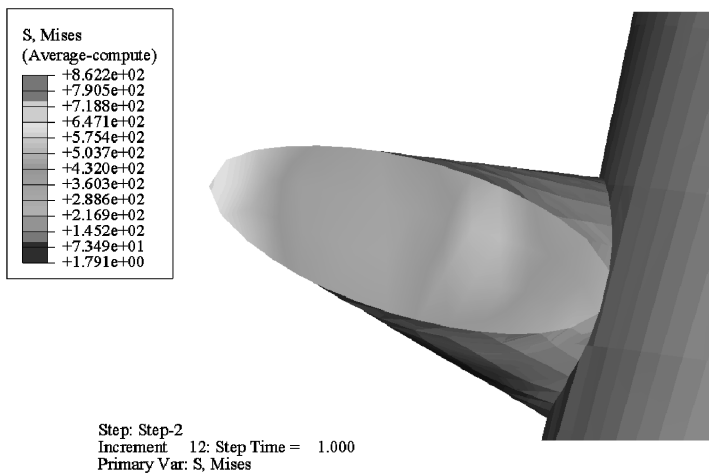


图 3-31 拉肋接触处应力

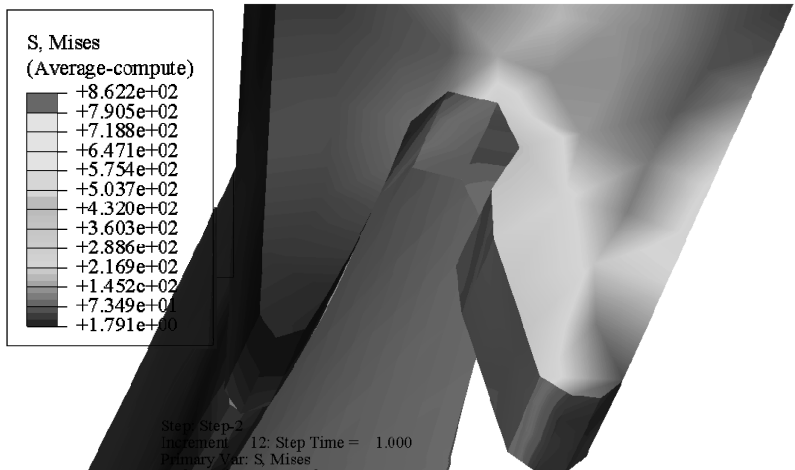


图 3-32 叶顶接触处应力

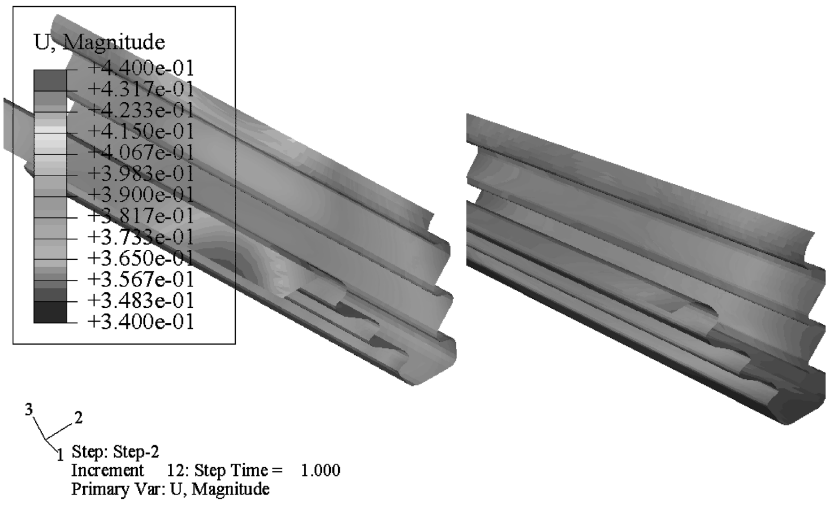


图 3-33 接触面的位移

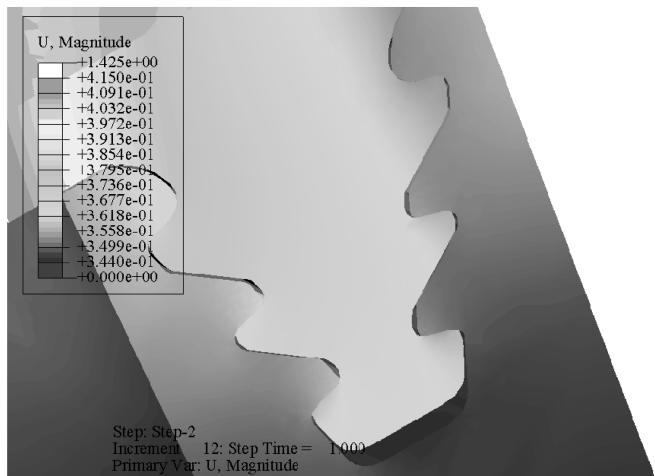


图 3-34 叶根与叶片接触处的位移

以上两图显示主从两个接触面位移不同，说明它们之间有相对滑动或接触面脱开。

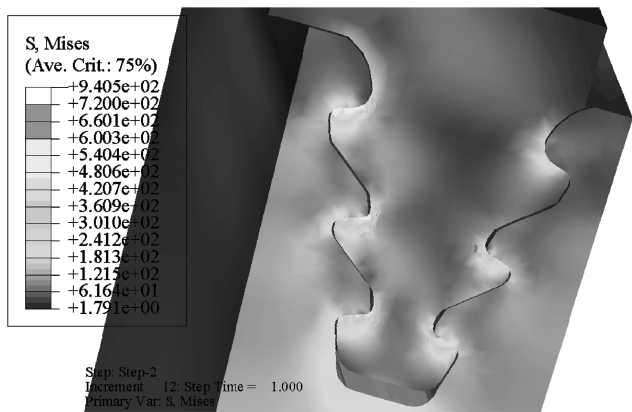


图 3-35 叶根与叶片接触处的 Mises 应力

很明显，发生接触的位置 Mises 应力大。

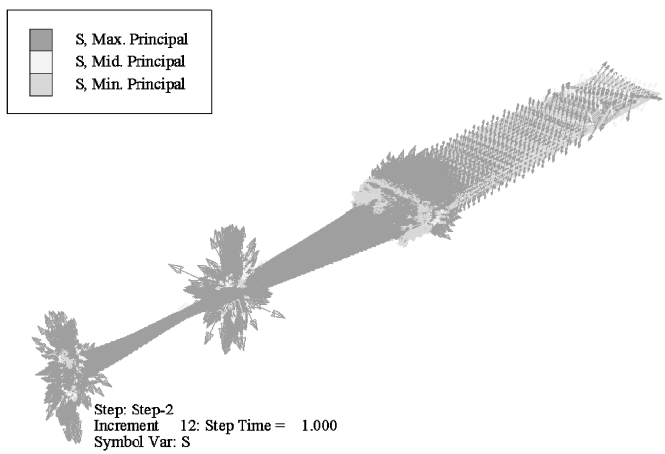


图 3-36 三个主应力矢量图

3. 单叶片模态分析

根据要求，本文提取了单叶片的模态，分析模型如图 3-37 所示。对于边界条件，完全模拟试验的边界，即与轮毂接触的区域固定其三向位移(见图 3-38)。

图 3-38 中橘红色的区域固定其三个方向的位移。材料性质同上文所述。

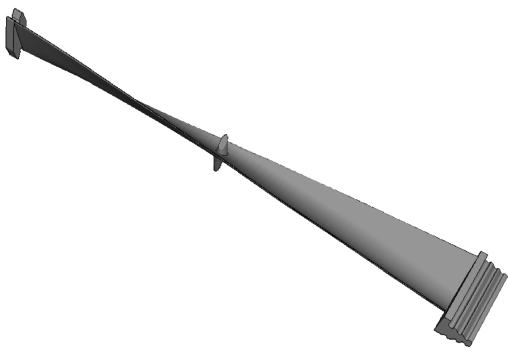


图 3-37 提取单叶片模态的分析模型

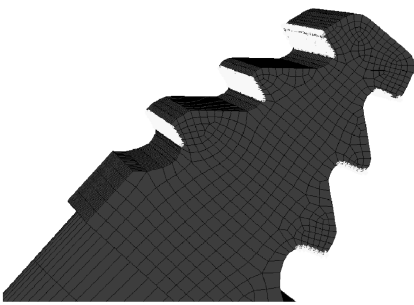


图 3-38 提取单叶片模态的边界条件

在提取模态前，ABAQUS 自动计算出了汽轮机一些相关参数：

总质量：5.4427387E-03t。

质心位置(mm)：

X	Y	Z
-1.1963508E-02	52.85568	881.8238

绕坐标轴的惯性矩和惯性积：

$I(XX)$	$I(YY)$	$I(ZZ)$	$I(XY)$	$I(XZ)$	$I(YZ)$
4516.668	4503.369	21.58407	-1.342563	0.4472544	270.0383

绕质心的惯性矩和惯性积：

$I(XX)$	$I(YY)$	$I(ZZ)$	$I(XY)$	$I(XZ)$	$I(YZ)$
269.1172	271.0233	6.378570	-1.346004	0.3898351	-16.35559

单叶片前 10 阶频率见表 3-1。

表 3-1 单叶片前 10 阶频率

阶 数	频 率	
	圆频率/Hz	角频率/(rad/s)
1	45.898	288.39
2	106.66	670.16
3	273.0	1715.3
4	285.83	1795.9
5	349.19	2194.0
6	571.32	3589.7
7	679.73	4270.6
8	918.43	5770.6
9	1043.4	6556.1
10	1145.9	7199.6

前 10 阶阵型如图 3-39 ~ 图 3-48 所示。

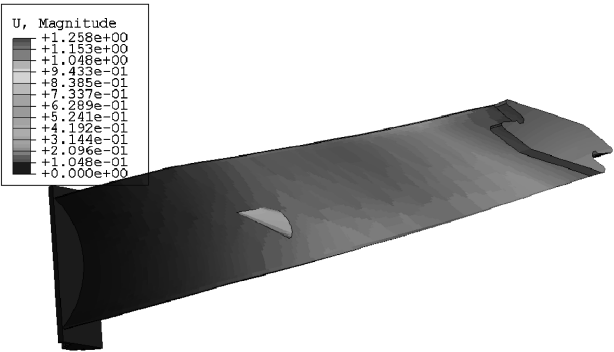


图 3-39 1 阶振型

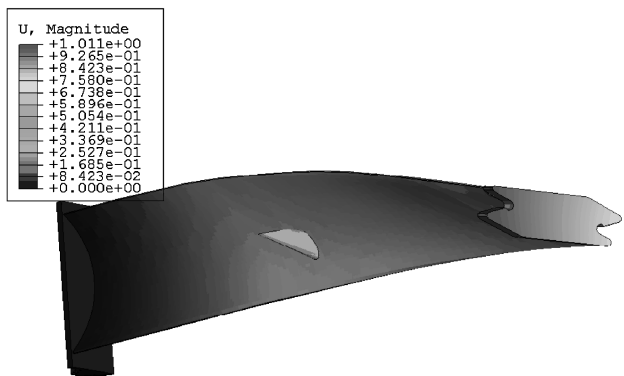


图 3-40 2 阶振型

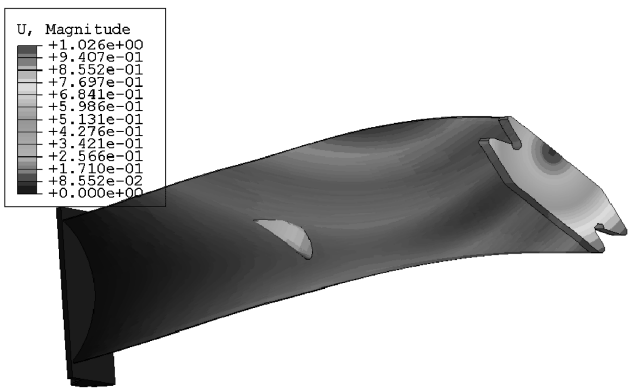


图 3-41 3 阶振型

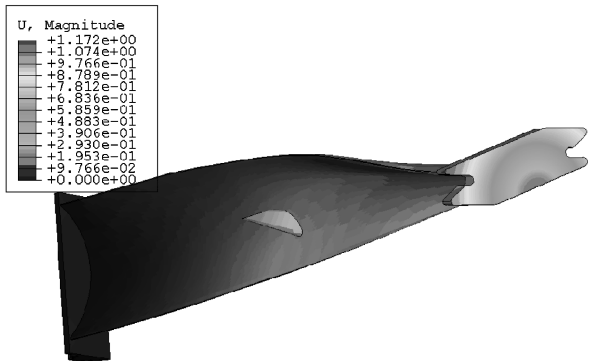


图 3-42 4 阶振型

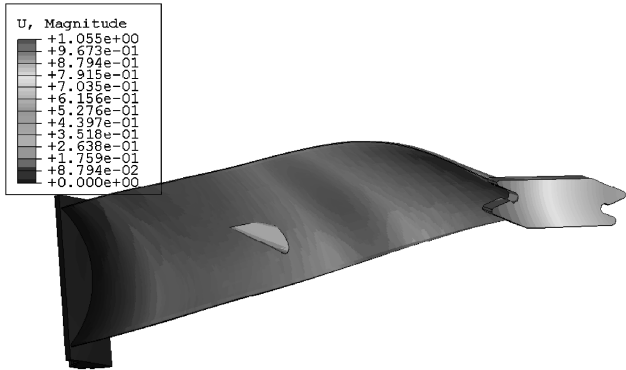


图 3-43 5 阶振型

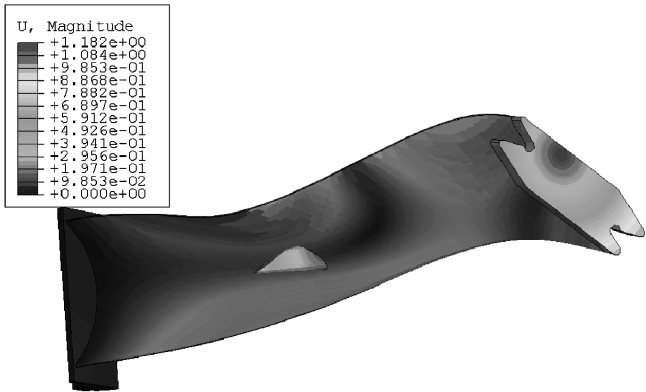


图 3-44 6 阶振型

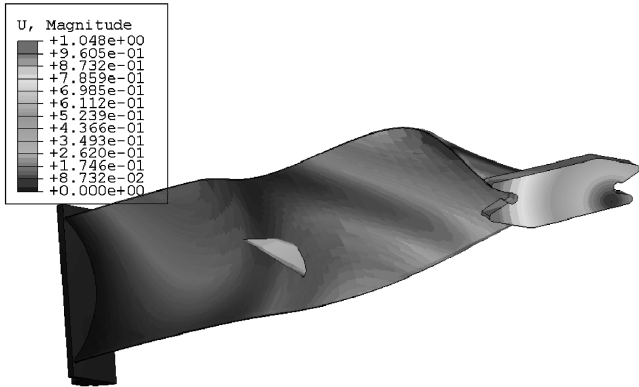


图 3-45 7 阶振型



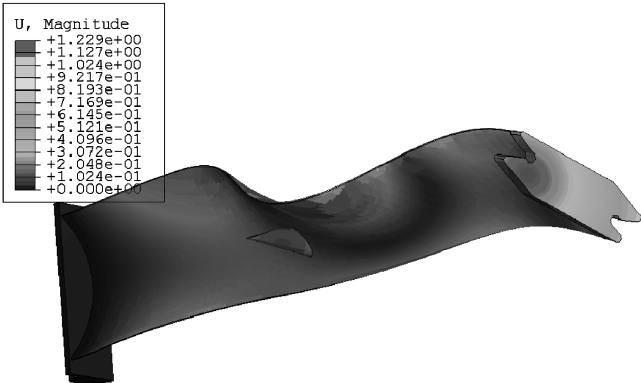


图 3-46 8 阶振型

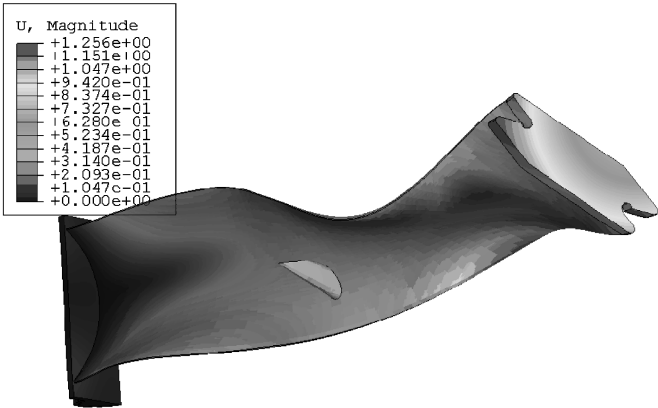


图 3-47 9 阶振型

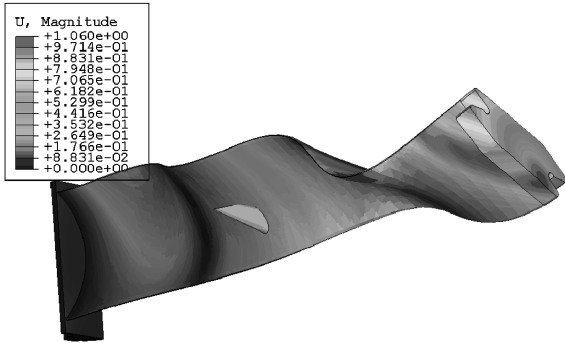


图 3-48 10 阶振型

表 3-2 给出了振型的参与因子。

表 3-2 振型参与因子

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	-0.67325	1.2246	-7.00E-02	-1460.9	-826.06	47.508
2	0.80597	1.5314	-9.24E-02	-1622.7	1099.8	-65.509
3	-1.3827	-0.29648	0.10829	351.5	-1424.2	30.411
4	-1.5043	-6.50E-02	-5.24E-02	157.32	-1619.6	130.44
5	0.54271	-1.0383	5.37E-02	793.7	552.21	-28.082
6	0.35849	0.4898	-8.04E-02	-383.11	276.01	23.117
7	0.12848	0.81742	-2.82E-02	-616.85	130.84	-27.818
8	-1.1865	-0.49244	1.59E-02	383.85	-970.43	44.779
9	0.60206	-3.10E-02	1.96E-02	11.478	505.7	-47.13
10	-0.42188	0.56962	-4.37E-02	-406.46	-333.98	14.144

表 3-3 给出了有效质量。

表 3-3 有效质量 (单位:kg)

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	3.68E-04	1.22E-03	3.97E-06	1732.1	553.84	1.8319
2	3.00E-04	1.08E-03	3.94E-06	1216.1	558.6	1.982
3	5.12E-04	2.35E-05	3.14E-06	33.083	543.1	0.24764
4	8.64E-04	1.61E-06	1.05E-06	9.4546	1002	6.499
5	1.72E-04	6.30E-04	1.69E-06	368.22	178.24	0.46095
6	4.87E-05	9.09E-05	2.45E-06	55.61	28.862	0.20247
7	6.71E-06	2.72E-04	3.22E-07	154.63	6.9569	0.31446
8	3.18E-04	5.48E-05	5.68E-08	33.297	212.82	0.45314
9	3.53E-04	9.38E-07	3.74E-07	0.12835	249.15	2.164
10	7.62E-05	1.39E-04	8.18E-07	70.754	47.772	8.57E-02

4. 汽轮机整体模态分析

模态分析是基于静力计算结果基础之上的，也即计算的模态是结构运动过程中的动模态。共提取了 11 个节径(0~10 节径)的模态，每个节径提取 6 个模态。

与上文相同，在提取模态前，ABAQUS 自动计算出了汽轮机一些相关值：

总质量：2.008014t。

质心位置(mm)：

X	Y	Z
-1.1497654E-03	0.000000	0.000000

绕坐标轴的惯性矩和惯性积：

$I(XX)$	$I(YY)$	$I(ZZ)$	$I(XY)$	$I(XZ)$	$I(YZ)$
764285.0	385057.6	385057.6	0.000000	0.000000	0.000000

绕质心的惯性矩和惯性积同绕坐标轴的惯性矩和惯性积。  
几个振型图如图 3-49 ~ 图 3-68 所示。

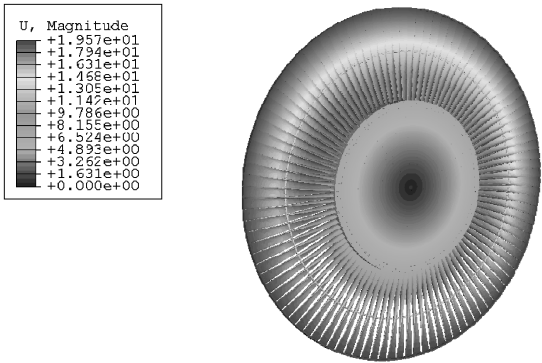


图 3-49 汽轮机 0 节径 1 阶振型

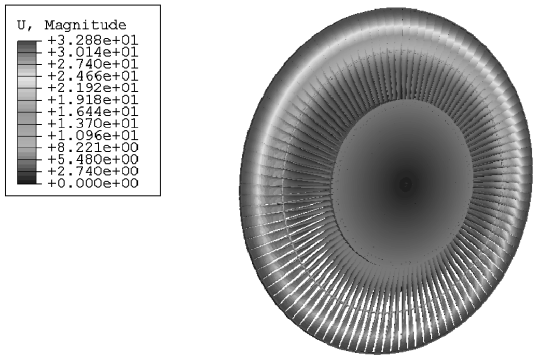


图 3-50 汽轮机 0 节径 2 阶振型

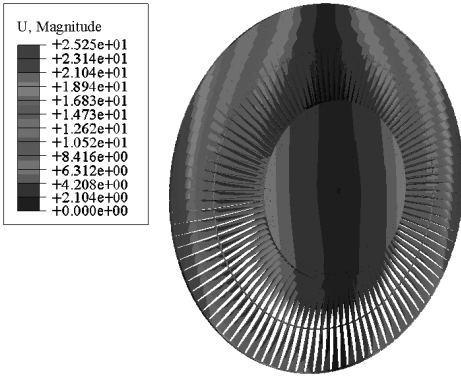


图 3-51 汽轮机 1 节径 1、2 阶振型

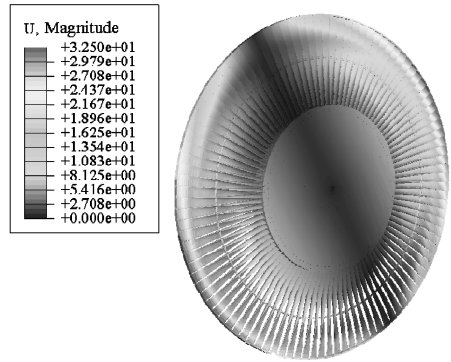


图 3-52 汽轮机 1 节径 3、4 阶振型

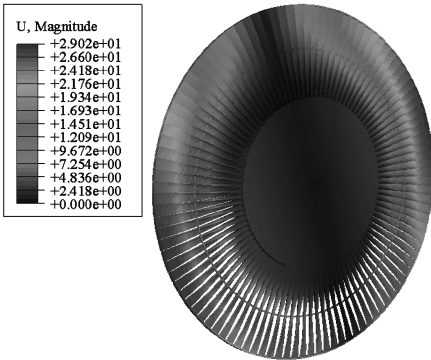


图 3-53 汽轮机 1 节径 5、6 阶振型

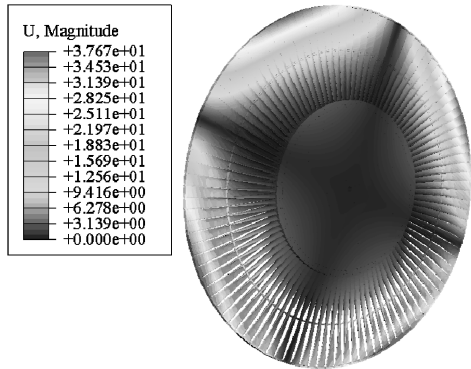


图 3-54 汽轮机 2 节径 1、2 阶振型

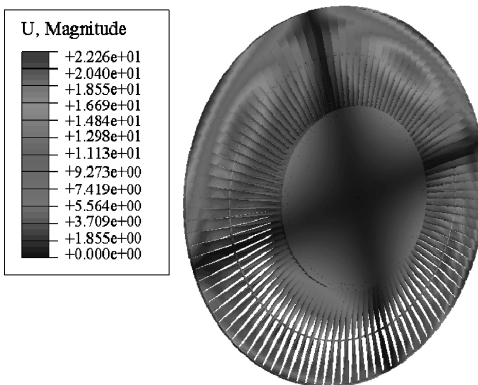


图 3-55 汽轮机 2 节径 3、4 阶振型

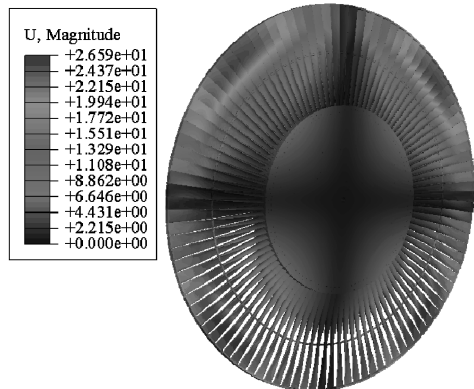


图 3-56 汽轮机 2 节径 5、6 阶振型

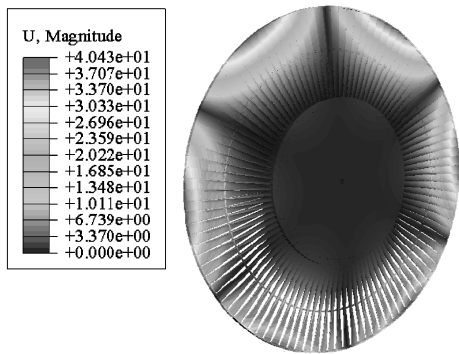


图 3-57 汽轮机 3 节径 1、2 阶振型

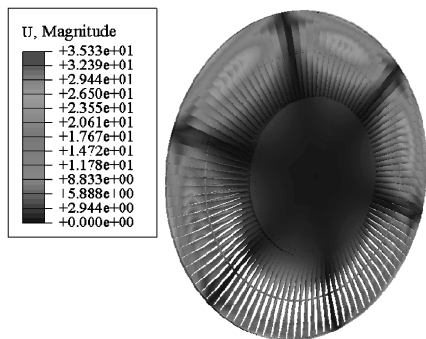


图 3-58 汽轮机 3 节径 3、4 阶振型

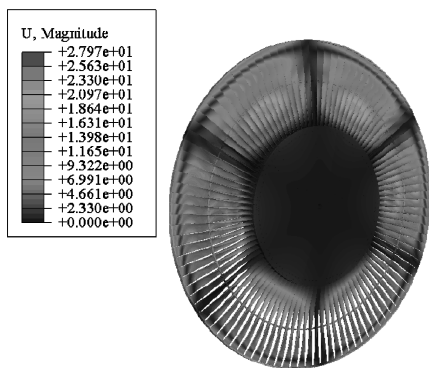


图 3-59 汽轮机 3 节径 5、6 阶振型

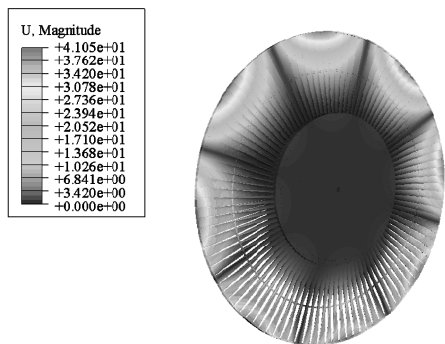


图 3-60 汽轮机 4 节径 1、2 阶振型

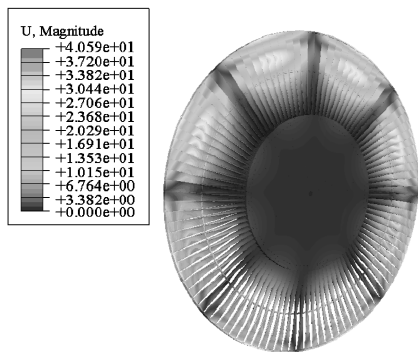


图 3-61 汽轮机 4 节径 3、4 阶振型

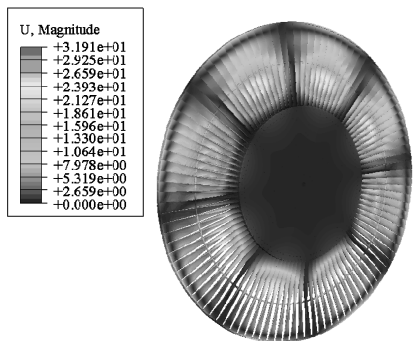


图 3-62 汽轮机 4 节径 5、6 阶振型

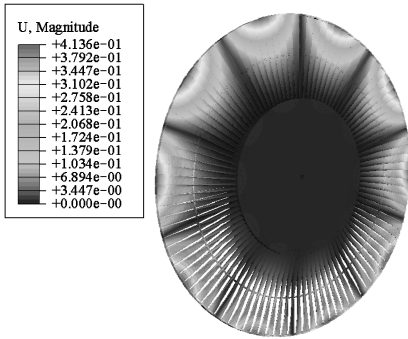


图 3-63 汽轮机 5 节径 1、2 阶振型

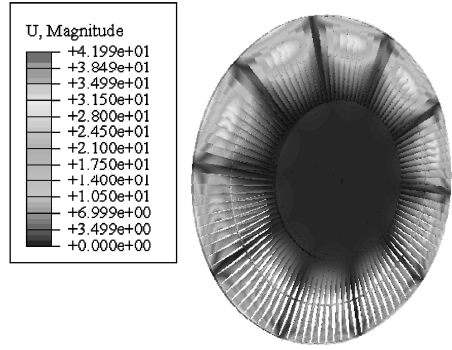


图 3-64 汽轮机 5 节径 3、4 阶振型

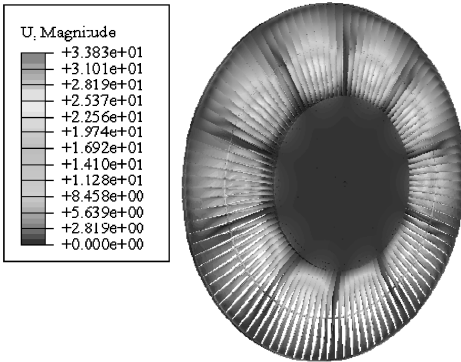


图 3-65 汽轮机 5 节径 5、6 阶振型

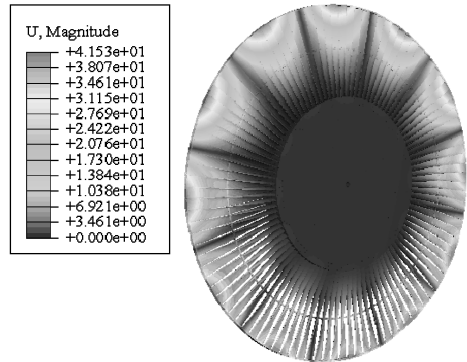


图 3-66 汽轮机 6 节径 1、2 阶振型

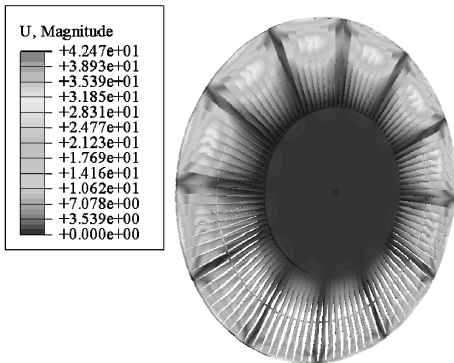


图 3-67 汽轮机 6 节径 3、4 阶振型

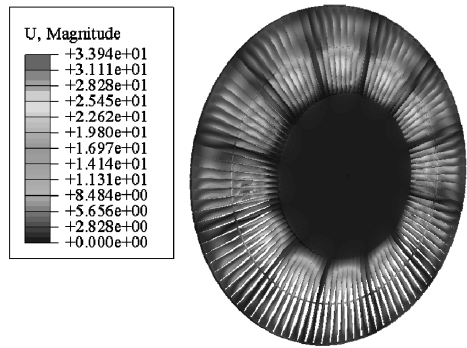


图 3-68 汽轮机 6 节径 5、6 阶振型

以下是不同模态的频率、模态的参与系数、等效质量的输出，见表 3-4。

表 3-4 不同节径、不同模态的频率 (单位:Hz)

节 径	阶 数					
	1	2	3	4	5	6
0	40.487	99.213	137.87	210.91	377.70	435.44
1	88.235	88.235	173.12	173.12	192.85	192.85
2	134.84	134.84	270.03	270.03	350.89	350.89
3	152.70	152.70	351.39	351.39	473.27	473.27
4	160.14	160.14	378.09	378.09	530.99	530.99
5	164.78	164.78	387.77	387.77	580.05	580.05
6	168.59	168.59	392.72	392.72	612.28	612.28
7	172.44	172.44	396.12	396.12	630.71	630.71
8	178.84	176.84	399.02	399.02	640.66	640.66
9	182.12	182.12	401.91	401.91	645.99	645.99
10	188.54	188.54	405.80	405.80	648.80	648.8

0 节径结果(见表 3-5 ~ 表 3-7):

表 3-5 前 6 阶模态对应的频率

模 态	特 征 值	频率/Hz	
		角 频 率	圆 频 率
1	64714	254.39	40.487
2	3.89E+05	623.37	99.213
3	7.50E+05	866.25	137.87
4	1.76E+06	1325.2	210.91
5	5.63E+06	2373.1	377.7
6	7.49E+06	2736	435.44

表 3-6 前 6 阶振型的参与因子

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	-2.81E-03	0	0	-84.881	0	0
2	-4.31E-02	0	0	10.367	0	0
3	-4.87E-02	0	0	-5.9853	0	0
4	9.73E-02	0	0	-0.76815	0	0

(续)

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
5	-5.32E-02	0	0	-9.40E-02	0	0
6	2.28E-02	0	0	-0.32659	0	0

表 3-7 前 6 阶振型的有效质量 (单位:kg)

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	8.20E-04	0	0	7.49E+05	0	0
2	0.19307	0	0	11178	0	0
3	0.24675	0	0	3725.6	0	0
4	0.98464	0	0	61.365	0	0
5	0.29403	0	0	0.91798	0	0
6	5.41E-02	0	0	11.093	0	0

1 节径结果(见表 3-8 ~ 表 3-10):

表 3-8 前 6 阶模态对应的频率

模 态	特 征 值	频率/Hz	
		角 频 率	圆 频 率
1	3.07E+05	554.4	88.235
2	3.07E+05	554.4	88.235
3	1.18E+06	1087.7	173.12
4	1.18E+06	1087.7	173.12
5	1.47E+06	1211.7	192.85
6	1.47E+06	1211.7	192.85

表 3-9 前 6 阶振型的参与因子

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	0	1.17E-05	4.78E-04	0	-66.716	48.907
2	0	-4.78E-04	1.17E-05	0	-48.907	-66.716
3	0	2.09E-02	-2.03E-03	0	-21.103	3.4256
4	0	2.03E-03	2.09E-02	0	-3.4256	-21.103



(续)

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
5	0	-4.84E-02	1.75E-02	0	-7.7823	3.1546
6	0	-1.75E-02	-4.84E-02	0	-3.1546	-7.7823

表 3-10 前 6 阶振型的有效质量 (单位:kg)

MODE	COMPONENT			ROTATION		
	X	Y	Z	X	Y	Z
1	0	7.12E-09	1.19E-05	0	2.31E+05	1.24E+05
2	0	1.19E-05	7.12E-09	0	1.24E+05	2.31E+05
3	0	2.28E-02	2.14E-04	0	23158	610.2
4	0	2.14E-04	2.28E-02	0	610.2	23158
5	0	0.12174	1.60E-02	0	3149.3	517.49
6	0	1.60E-02	0.12174	0	517.49	3149.3

5. 谐响应分析

谐响应分析载荷：结构上施加了固定的旋转角速度(50Hz)，叶片上施加不同频率的正弦载荷。载荷分布比较复杂，沿叶片轴线的轴向单位力和切向单位力分布分别如图 3-69 和图 3-70 所示。为方便施加力，分别将单位力沿轴线的分布拟合成 8 次曲线，曲线函数分别如下：

$$Y = 157517.81935 - 1341.11417x + 4.95616x^2 - 0.01038x^3 + 1.3487 \times 10^{-5}x^4 - 1.11227 \times 10^{-8}x^5 + 5.68769 \times 10^{-12}x^6 - 1.64894 \times 10^{-15}x^7 + 2.07532 \times 10^{-19}x^8$$

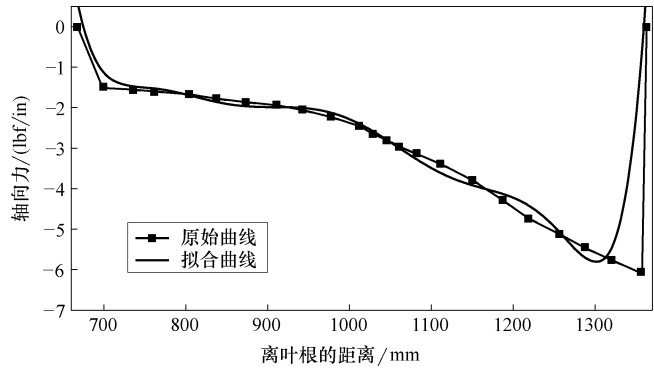


图 3-69 轴向单位力及拟合的函数

$$Y = -74809.38631 + 617.23932x - 2.21349x^2 + 0.00451x^3 - 5.69334 \times 10^{-6}x^4 + 4.57268 \times 10^{-9}x^5 - 2.27964 \times 10^{-12}x^6 + 6.44988 \times 10^{-16}x^7 - 7.93006 \times 10^{-20}x^8$$

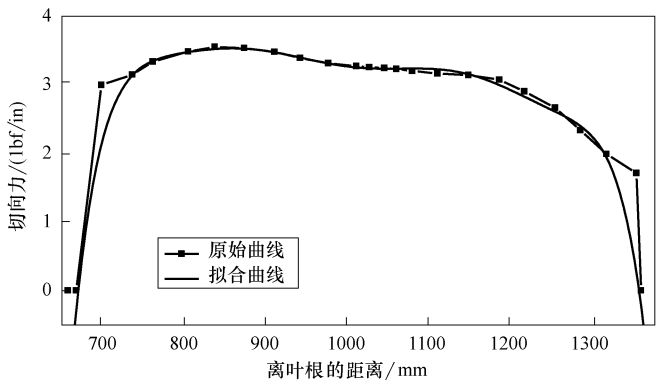


图 3-70 切向单位力及拟合的函数

为方便施加载荷，本课题把载荷等效为体积力施加到单元体上，施加载荷的实部和虚部相等。此外，对于任何载荷的动力响应都可以计算出。载荷投射到 3 节径模态时的响应见图 3-71 ~ 图 3-73。

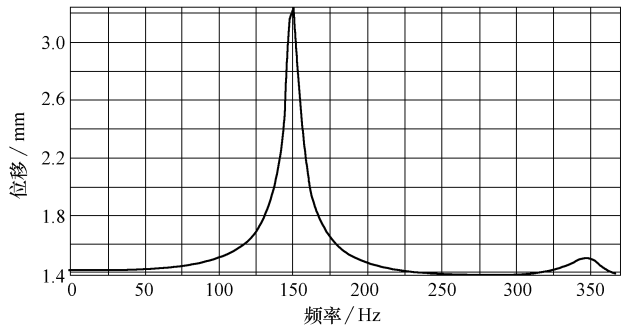


图 3-71 叶顶位移随载荷频率的变化

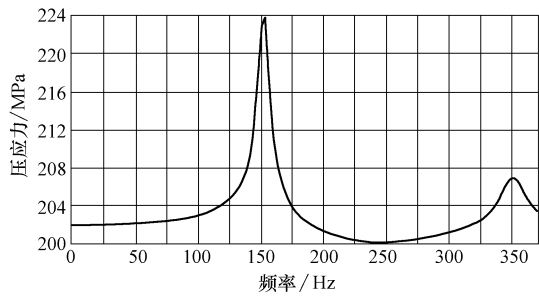


图 3-72 接触面上某点的压应力随载荷频率的变化

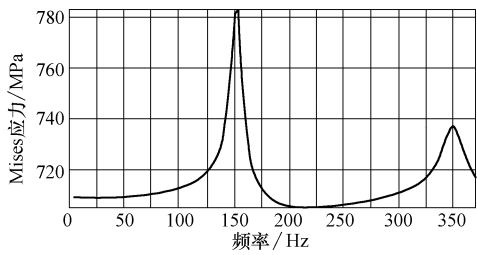


图 3-73 叶根上某点的 Mises 应力随载荷频率的变化

图 3-71 ~ 图 3-73 显示载荷频率在 153.3Hz、350.3Hz 时会产生共振，与频率分析的结果吻合。计算结果如图 3-74 ~ 图 3-81 所示。

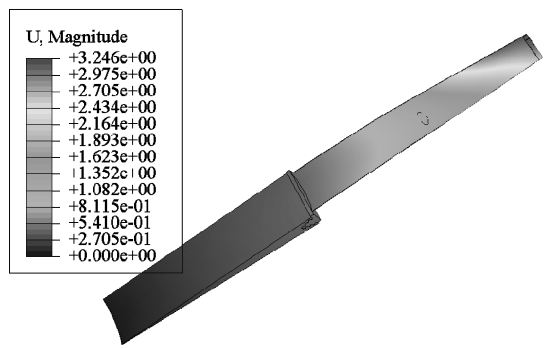


图 3-74 载荷频率为 153.3Hz 时结构的响应(位移)

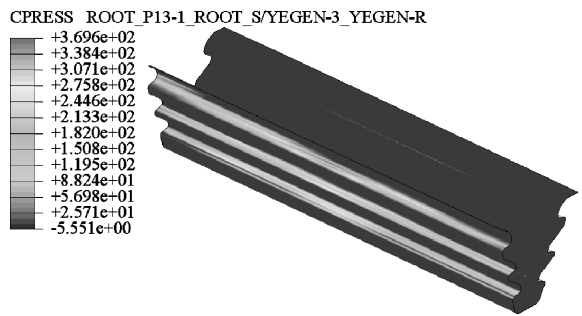


图 3-75 载荷频率为 153.3Hz 时接触面的接触正应力

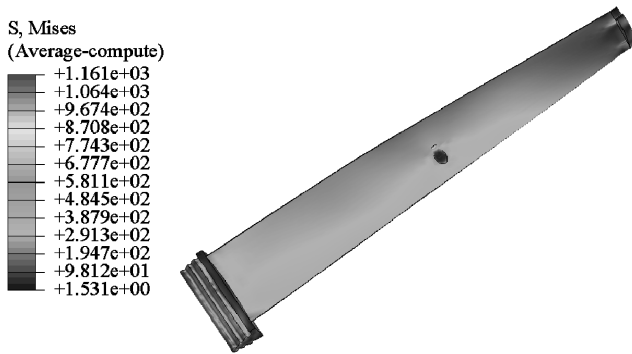


图 3-76 载荷频率为 153.3Hz 时叶片的 Mises 应力

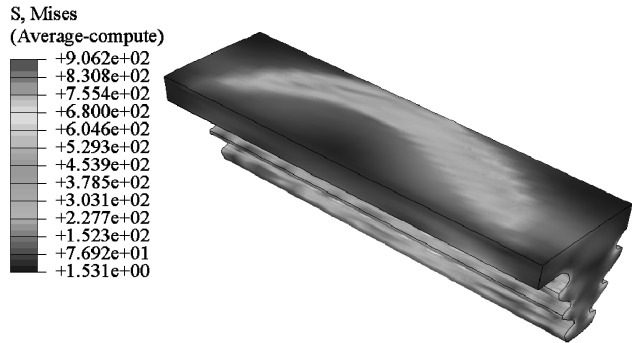


图 3-77 载荷频率为 153.3Hz 时叶根的 Mises 应力

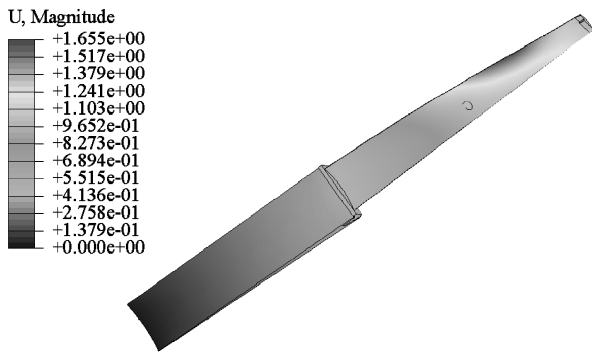


图 3-78 载荷频率为 350.3Hz 时结构的响应(位移)

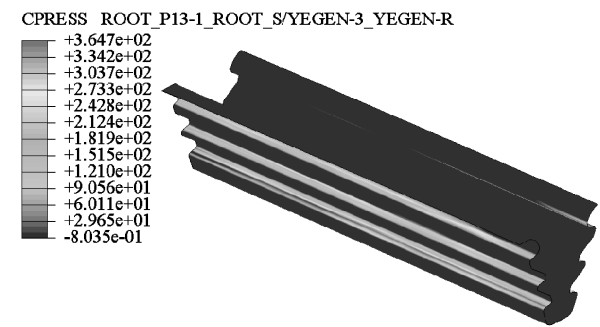


图 3-79 载荷频率为 350.3Hz 时接触面的接触正应力

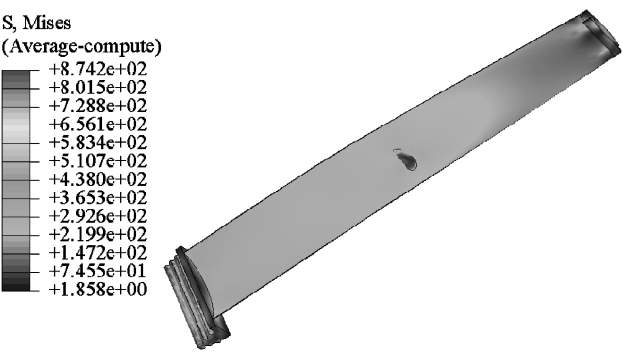


图 3-80 载荷频率为 350.3Hz 时叶片的 Mises 应力

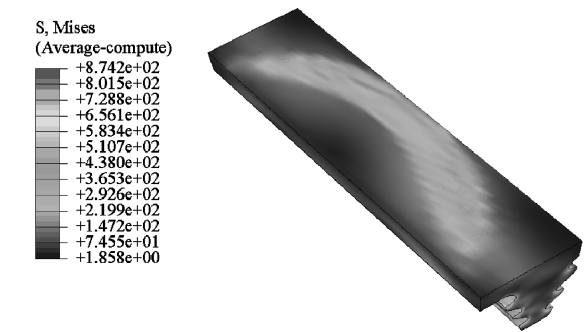


图 3-81 载荷频率为 350.3Hz 时叶根的 Mises 应力

载荷投射到 4 节径模态时的响应见图 3-82 ~ 图 3-84。

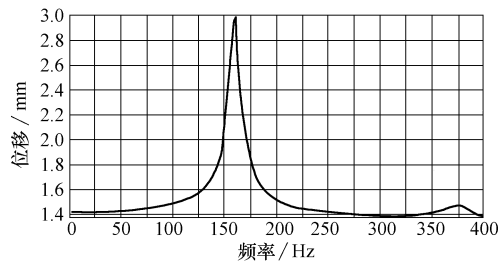


图 3-82 叶顶某点位移随载荷频率的变化

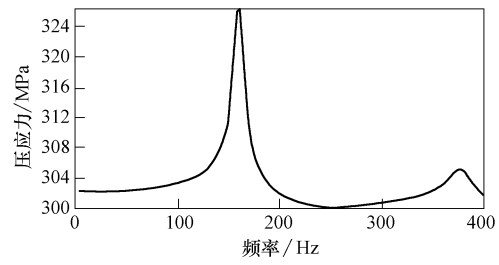


图 3-83 叶根上某点的压应力随载荷频率的变化

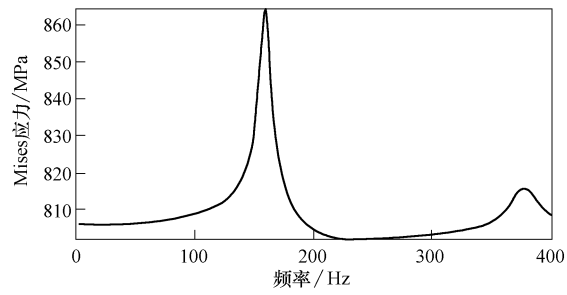


图 3-84 叶根上某点的 Mises 应力随载荷频率的变化

图 3-82 ~ 图 3-84 显示载荷频率在 160.9Hz 以及 378.7Hz 时会产生共振，与频率分析的结果吻合。计算结果如图 3-85 ~ 图 3-92 所示。

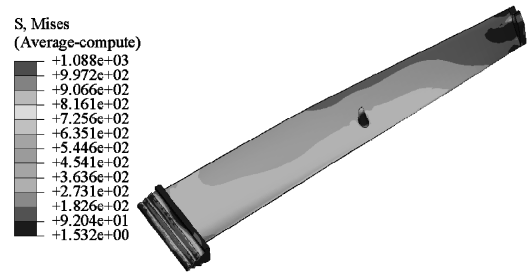


图 3-85 载荷频率为 160.9Hz 时叶片的 Mises 应力

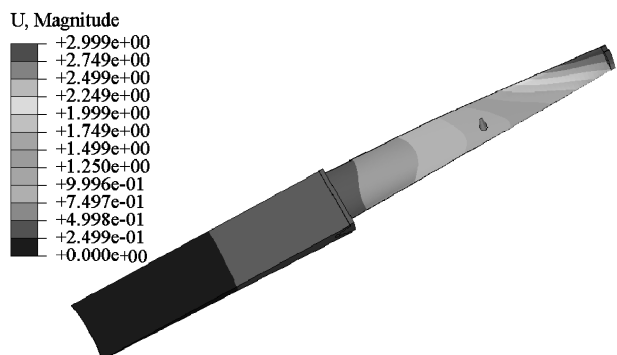


图 3-86 载荷频率为 160.9Hz 时结构的响应(位移)

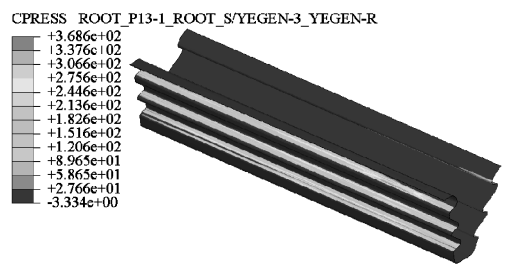


图 3-87 载荷频率为 160.9Hz 时接触面上的接触正应力

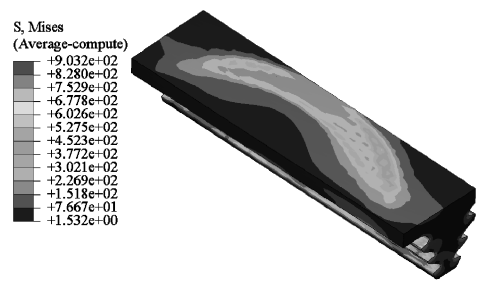


图 3-88 载荷频率为 160.9Hz 时叶根的 Mises 应力

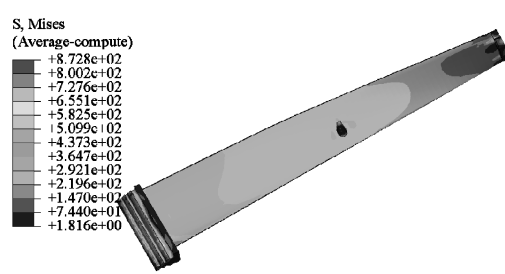


图 3-89 载荷频率为 378.7Hz 时叶片的 Mises 应力

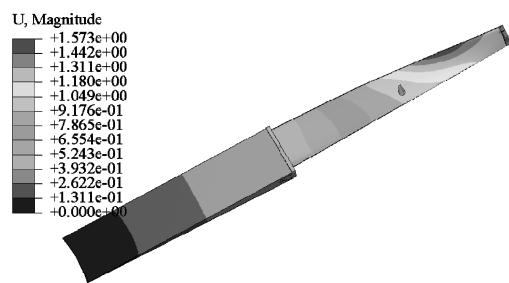


图 3-90 载荷频率为 378.7Hz 时结构的响应(位移)

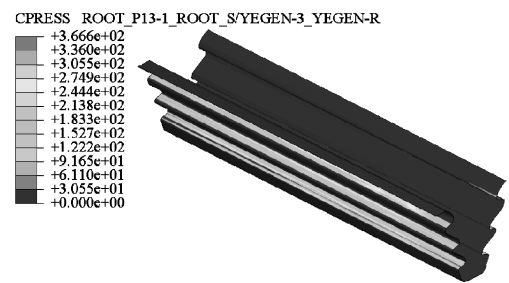


图 3-91 载荷频率为 378.7Hz 时接触面上的接触正应力

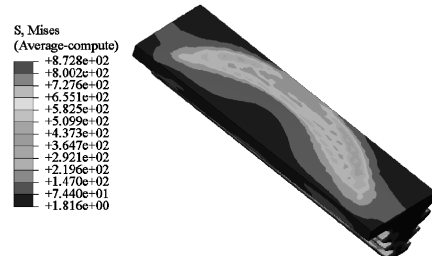


图 3-92 载荷频率为 378.7Hz 时叶根的 Mises 应力

载荷投射到 5 节径模态时的响应见图 3-93 ~ 图 3-95。

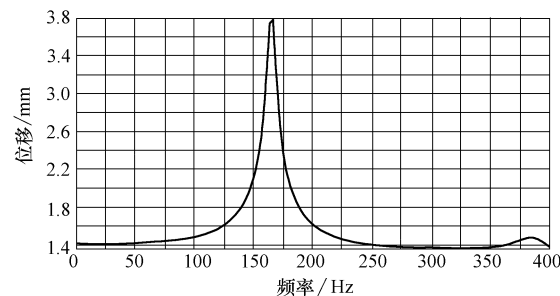


图 3-93 叶顶上某点位移随载荷频率的变化



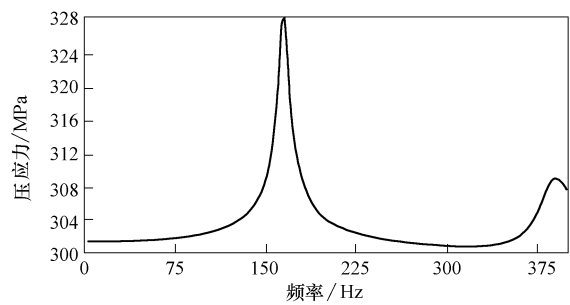


图 3-94 接触面压应力随载荷频率的变化

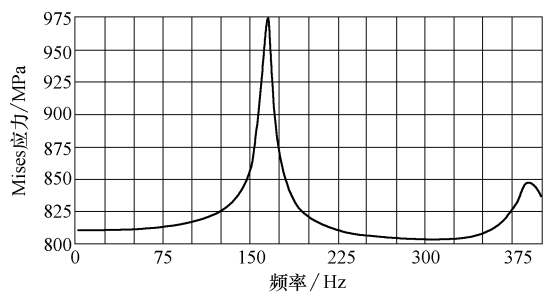


图 3-95 叶根上某点 Mises 应力随载荷频率的变化

图 3-93 ~ 图 3-95 显示载荷频率在 163.3Hz 以及 388.2Hz 时会产生共振，与频率分析的结果吻合。计算结果如图 3-96 ~ 图 3-103 所示。

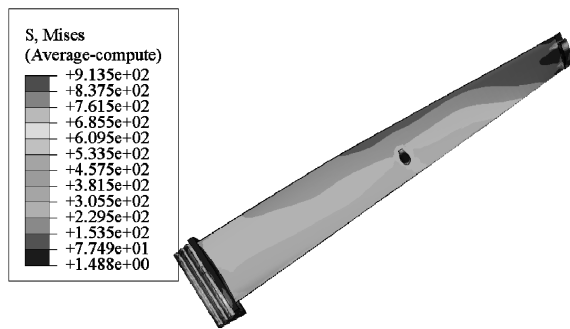


图 3-96 载荷频率为 163.3Hz 时叶片的 Mises 应力

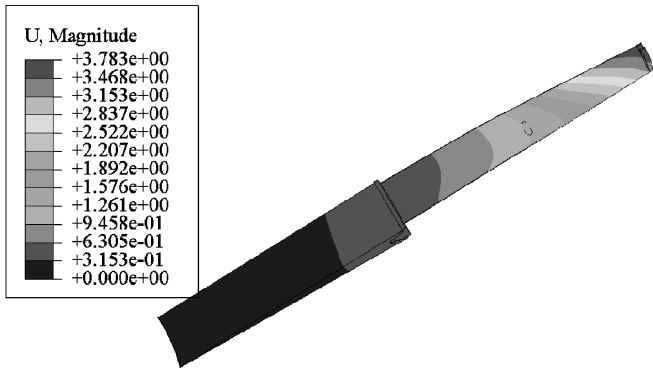


图 3-97 载荷频率为 163.3Hz 时结构的响应(位移)

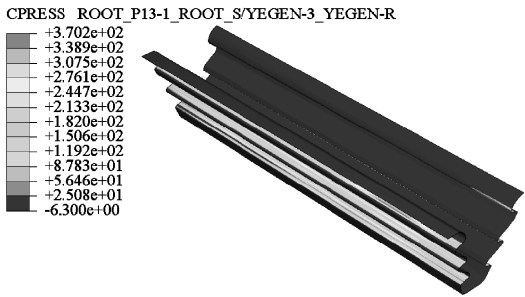


图 3-98 载荷频率为 163.3Hz 时接触面上的接触正应力

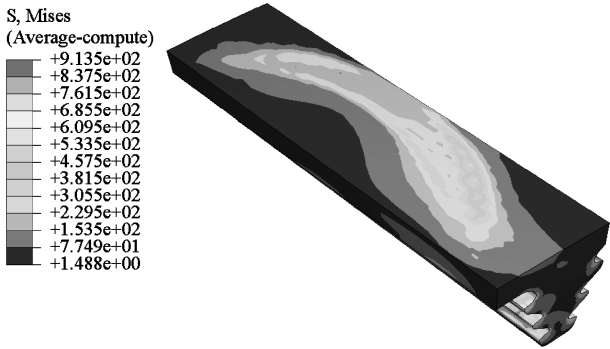


图 3-99 载荷频率为 163.3Hz 时叶根的 Mises 应力

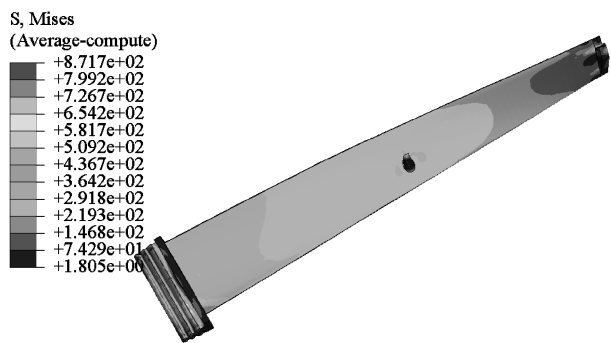


图 3-100 载荷频率为 388.2Hz 时叶片的 Mises 应力

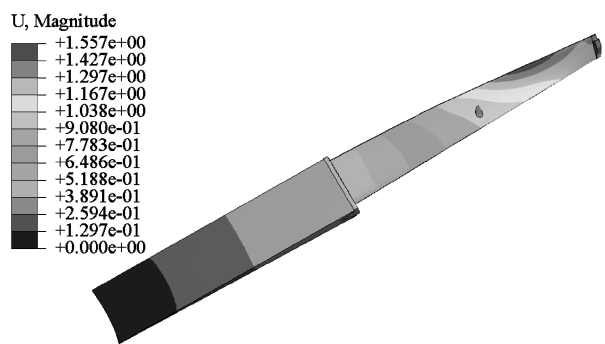


图 3-101 载荷频率为 388.2Hz 时结构的响应(位移)

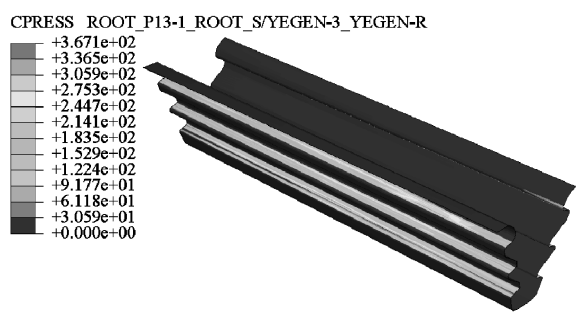


图 3-102 载荷频率为 388.2Hz 时接触面上的接触正应力

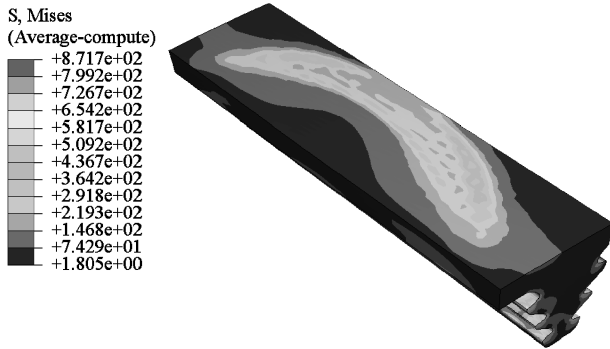


图 3-103 载荷频率为 388.2Hz 时叶根的 Mises 应力

### 3.5 ABAQUS 在汽轮机领域应用中的优势

#### 1. 人机交互界面(见图 3-104)

ABAQUS/CAE 是 ABAQUS 公司最近开发的软件运行平台,它汲取了同类软件和 CAD 软件的优点,同时与 ABAQUS 求解器软件紧密结合。

与其他有限元软件相比,ABAQUS/CAE 的界面具有以下特点:

- 1) 采用 CAD 方式建模和可视化视窗系统,具有良好的人机交互特性。
- 2) 采用了参数化建模方法,为实际工程结构的参数设计与优化、结构修改提供了有力工具。

3) 强大的模型管理和载荷管理手段,为多任务、多工况实际工程问题的建模和仿真提供了方便。鉴于接触问题在实际工程中的普遍性,单独设置了 Interaction 模块,可以精确地模拟实际工程中存在的多种接触和连接问题,并可以进行从零件级到系统级的分析。

#### 2. 求解器性能

具有比其他通用有限元软件更多的单元种类,单元种类达 562 种,提供了更大的选择余地,并更能深入反映细微的结构现象和现象间的差别。除常规结构外,还可以方便地模拟管道、接头以及纤维加强结构等实际结构的力学行为。

隐式和显式求解器无缝集成,同为 ABAQUS 公司的产品,单元类型和命名一致,用户可以很方便地进行两种求解方法的转化和联合运算。

接触和连接类型更多,可以是硬接触或软接触,也可以是 Hertz 接触(小滑动接触)或有限滑动接触,还可以双面接触或自接触。接触面还可以考虑摩擦和阻尼的情况。上述选择提供了方便地模拟密封、挤压、铰接等工程实际结构的手段。

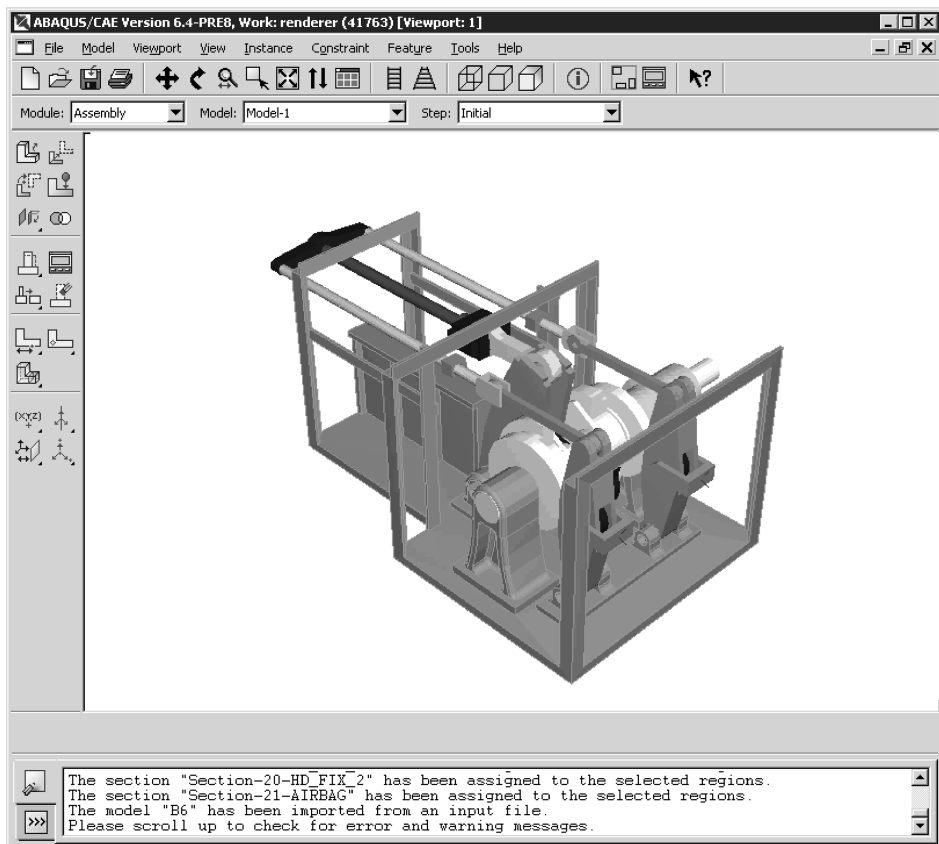


图 3-104 ABAQUS 软件界面

材料非线性是 ABAQUS 非线性分析的一种重要类型。它具有丰富的材料模型库,涵盖了弹性(包括超弹性和亚弹性)、金属塑性、粘塑性、蠕变、各向异性等各种材料特性。

在复合材料方面,ABAQUS 允许采用多种方法定义复合材料单元,包括复合材料壳单元、复合材料实体单元以及叠层实体壳单元;提供基于平面应力的失效准则和基于断裂力学的开裂功能,包括最大应力、Tsai-Hill、Tsai-Wu Azzi-Tsai-Hill 和最大应变等理论研究纤维、基体和界面失效,以及纤维屈曲失效等失效模式;采用 Rebar 单元模拟纤维增强复合材料中的纤维,并可以把它们定义在独立的壳单元、薄膜单元和表面单元内部再嵌入到模拟基体的实体单元中,方便用户进行灵活的建模和后处理;ABAQUS 提供了壳单元到实体单元的子模型功能和壳单元到实体单元的 Tie 约束功能,可以对复合材料局部重要区域方便地进行细节建模;用户自定义材料机械性能(UMAT)子程序可以由用户定义各种复杂的机械本构模型,UMATs 已经被广泛用于研究金属基体复合材料、固化、纤维抽拔和

其他对复合材料很重要的局部效应。

在橡胶材料方面,橡胶本构模型种类齐全,达16种之多,可以模拟各种橡胶材料的特性;可以直接输入橡胶材料的试验参数,生成对应的橡胶模型,并对模型的稳定性进行检验,确定稳定收敛区间;ABAQUS 目前独有的 Mullin 效应模拟可以在橡胶的超弹性本构中考虑加载和卸载中应变能的损失,以及转化为热能的效应,为精确模拟橡胶减振性能和工作中生热情况提供了途径,资料显示相比其他通用有限元软件,考虑 Mullin 效应的模型在处理橡胶大变形问题中与试验结果对比更为接近;橡胶模型与接触/摩擦功能能很好地结合,能处理橡胶材料的软化、老化等问题;经长期的工程应用,ABAQUS 的垫片单元(\* Gasket)被公认可以方便有效地模拟橡胶垫圈密封的机理和现象,广泛用于汽车发动机等复杂机械结构的密封分析中。

接头密封问题中,应力集中现象和接触效应同时存在。二阶单元模拟应力集中较精确,但不适用于模拟接触问题;一阶单元适合模拟接触问题,但模拟应力集中效应不精确。ABAQUS 改进的连续体单元是二阶单元,但可以很好地处理接触问题,因此可以最有效地分析解决密封问题。

ABAQUS 具有强大的热固耦合分析功能,包括稳态热传导和瞬态热传导分析、顺序耦合热固分析、完全耦合热固分析、强制对流和辐射分析、热界面接触分析、热电耦合分析、摩擦生热分析等。可以定义从简单弹塑性模型到随温度变化材料常数的热塑性、热硬化性、高温蠕变等复杂材料模型,来模拟金属、聚合物、复合材料等电子材料的热学和力学性质。ABAQUS 包括 51 种纯热传导和热电耦合单元,83 种隐式和显式完全热固耦合单元,覆盖杆、壳、平面应变、平面应力、轴对称和实体各种单元类型,包括一阶和二阶单元,为用户建模提供了极大的方便。ABAQUS 还是世界上各大汽车厂商分析发动机中热固耦合和接触问题的标准软件,如奥地利著名发动机生产商 AVL 在自己的发动机分析软件 AVL Excite 中嵌入 ABAQUS 作为求解器。

ABAQUS 具有更方便和灵活的二次开发工具。ABAQUS 基于高级语言的用户子程序为用户开发自己的单元、材料和分析流程提供了强大的工具,这也是广大非线性高端用户选择 ABAQUS 进行了大量深入的研究工作的原因。

材料的剥离与失效可以在 ABAQUS 中得到很好的模拟,包括模拟冲击材料的双面磨损功能。另外,ABAQUS 的自适应网格功能为克服和补偿切割过程的大变形带来的网格奇异造成的计算误差提供了有力的手段。

Fe-Safe 提供了金属和非金属材料疲劳寿命预估功能。它依托于 ABAQUS 的求解器模块,将 ABAQUS/Standard 和 ABAQUS/Explicit 的应力分析结果根据载荷出现的几率进行数理统计和分析,得到疲劳寿命的预估值,并可以用 ABAQUS/CAE 的图形界面进行处理,得到用户关心的参数,有效地指导结构的疲劳设计。

ABAQUS 提供的多体动力学分析功能，为机械设备的操纵和传动系统等机构分析和运动过程模拟等提供了强有力的工具。在此基础上，作为功能强大的有限元分析软件，ABAQUS 还可以利用子结构方法对结构运动过程中的变形和应力分布情况进行实时的模拟和分析。截止到目前，考虑非线性的机构和结构联合分析功能仍然是 ABAQUS 所独有的。

## 第4章 某发电厂磨煤机的三维有限元数值计算及疲劳分析

本章对某发电厂磨煤机的疲劳破坏进行了力学分析和三维有限元数值模拟，包括：

- 1) 简化模型的材料力学分析。
- 2) 结构在正常情况下的弹性力学变形和应力 ABAQUS 有限元数值分析。
- 3) 结构在有小球卡入缝隙的情况下的变形和应力 ABAQUS 有限元数值分析。
- 4) 周期变化的应力引起的材料疲劳分析。

主要结论为：

- 1) 当缝隙过大时，钢球与衬板能形成摩擦自锁，从而卡入缝隙。
- 2) 有钢球卡入时，筒体结构材料点发生的最大轴向应力可达到 264MPa，远远大于 Q235 钢材料的许用疲劳应力值 112MPa，因此是不安全的。
- 3) 正常情况下没有钢球卡入时的筒体结构材料点的最大轴向应力仅为 25.6MPa，远小于许用疲劳应力值，因此原设计是安全的。

### 4.1 引言

#### 1. 现象

磨煤机是以煤为原料的发电厂的重要设备，它把煤块粉碎成粉末，以使其能进行高效燃烧。图 4-1 是磨煤机回转部三维实体模型外形图，其中筒体的直径约为 4m，长度约为 10m。

图 4-2 所示为某发电厂提供的磨煤机损毁后筒体衬板与端衬板之间的缝隙内部局部结构。从图中可以看出，筒体衬板与端衬板之间的缝隙中遗存有大小不同的钢球。根据资料数据，大钢球直径为 50mm，小钢球直径为 30mm。另外，资料还描述

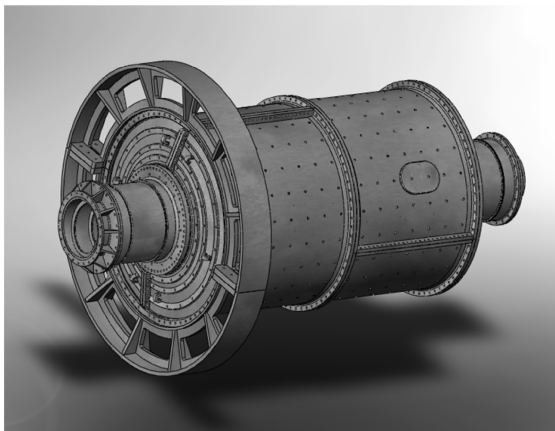


图 4-1 磨煤机回转部三维实体模型外形图



了在筒体端部焊缝附近，有沿周向(即环向)分布的宏观裂纹。

磨煤机内部的钢球是用来利用抛物冲击原理粉碎煤块的。但是，当设备内衬板之间的间隙过大时，钢球会卡入缝隙，产生较大的应力集中。由于整个过程都在设备内部进行，不便观察，因此，对上述破坏现象进行数值模拟，以验证、确认设备破坏的力学机理十分必要。

2. 简要力学机理分析

一般来说，对于图 4-3 所示受分布载荷作用下的一个矩形梁，在其中性轴/层的以下部位受拉应力作用，产生拉伸应变；而上部受压应力作用，产生压缩应变。

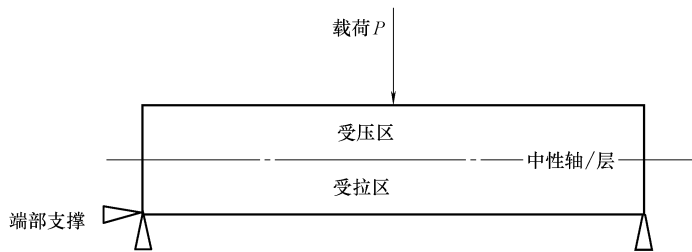


图 4-3 简支梁受集中力载荷时的受拉区和受压区的分布情况示意图

在磨煤机内部，筒体衬板与端衬板之间的间隙如果小于小球的半径 15mm (见图 4-4)，这时即使钢球落入缝隙中，但由于不满足摩擦自锁条件，在钢球转至筒体顶部位置时也会自动落下。但是，当筒体衬板与端衬板之间的间隙明显大于小球的半径(见图 4-5)时，落入缝隙中的钢球有可能满足摩擦自锁条件，在钢球转至筒体顶部位置时卡在缝隙中。卡住的球体会对衬板产生支撑作用，引起较大的集中力。

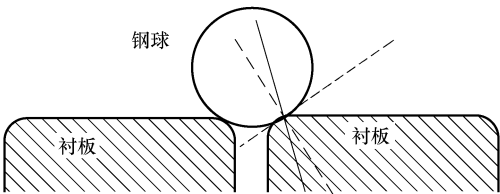


图 4-4 钢球与衬板间隙的关系：间隙较小

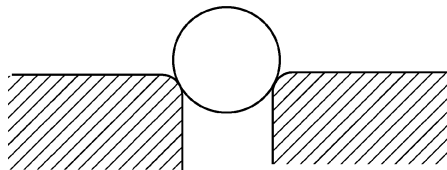


图 4-5 钢球与衬板间隙的关系：间隙较大



图 4-2 磨煤机内部筒体衬板与端衬板之间的缝隙中卡入了钢球(局部放大)

下面先解释球体摩擦自锁的条件及其卡在缝隙中不能落下来的力学原理。至于产生集中力的详细情况将在后面的数值模拟中解释。如图 4-6 所示, 设  $P$  为衬板受到的来自结构支撑的挤压力。

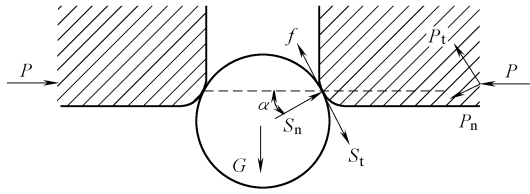


图 4-6 钢球与衬板间隙较大时的摩擦自锁分析

将  $P$  沿着钢球与衬板接触的法向和切向进行正交分解, 得到  $P_t$  和  $P_n$  两个分量, 这两个分量在钢球上受到的支反力(反作用力)为  $S_n$  和  $S_t$ ,  $S_n$  与水平线的夹角为  $\alpha$ , 设摩擦系数为  $\mu$ , 有

$$S_n = P_n = P \cos \alpha, S_t = P_t = P \sin \alpha, f = \mu P \cos \alpha \quad (4-1)$$

由于当钢球在顶部位置时, 在重力的作用下, 钢球有向下的运动趋势, 所以摩擦力的方向如图 4-6 所示, 为斜向上。在钢球与衬板接触点上的切向分量的平衡条件为

$$(\mu P \cos \alpha - P \sin \alpha) \cos \alpha = \frac{G}{2} \quad (4-2)$$

即

$$\mu P \cos^2 \alpha - P \sin \alpha \cos \alpha - \frac{G}{2} = 0 \quad (4-3)$$

当忽略重力, 只考虑钢球在来自衬板的挤压力作用下的自锁时, 则上式简化成

$$\mu P \cos^2 \alpha - P \sin \alpha \cos \alpha = 0 \quad (4-4)$$

从而有

$$\tan \alpha = \mu \quad (4-5)$$

从而当  $\tan \alpha < \mu$  时, 满足摩擦自锁条件, 钢球将被卡在缝隙里。

设  $\mu = 1$ , 则发生自锁的临界夹角  $\alpha = 45^\circ$ 。若球的半径为  $R$  (见图 4-7), 这时缝隙的宽度为

$$L = 2R \cos \alpha \quad (4-6)$$

综合以上分析内容, 初步认为, 筒体端部焊缝处破坏的可能原因是:

1) 筒体下部的钢球在重力的作用下, 进入拉伸变形区扩张状态下的衬板缝隙处。由于缝隙较大, 钢球与缝隙的力学关系满足摩擦自锁条件, 卡在缝隙里的钢球在运行至筒体顶部时对压缩变形区内有缩小趋势的缝隙进行支撑外挤, 产生很大的局部应力。

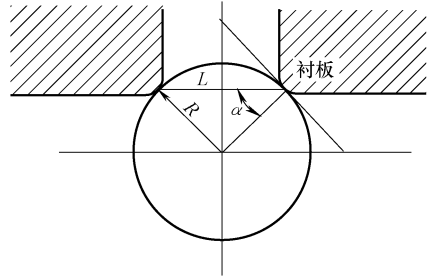


图 4-7 发生摩擦自锁时的钢球与缝隙宽度  $L$  的计算示意图

2) 这个局部应力在转动过程中随着筒体转动到达下部时由于筒体进入拉伸变形状态, 应力幅度大幅减弱, 甚至消失。从而在筒体材料内产生明显的周期应力, 引起材料的疲劳破坏。一般材料的疲劳破坏应力极限明显低于静强度极限。

3) 某一处的缝隙随筒体转动而发生的循环张开-闭合使钢球不断地更深入地进入缝隙, 直至整个钢球都进入缝隙为止。

4) 小钢球的半径为 30mm, 大钢球的半径为 50mm, 小钢球的直径大于大钢球的一半。当小钢球完全进入缝隙时, 大钢球正好可以开始在循环载荷的作用下, 逐渐进入缝隙, 从而导致结构出现明显的疲劳裂纹。

为了进一步验证上述分析结论, 下面先后进行对磨煤机在正常工作条件下和有钢球卡入间隙的情况下的静强度分析和疲劳强度分析。

## 4.2 磨煤机在正常工作条件下的有限元变形与应力分析

### 1. 有限元模型的建立

根据设计单位提供的磨煤机图样, 利用 ABAQUS 建立了三维有限元模型, 见图 4-8。模型考虑的重点是磨煤机正常转动时满载的筒体在两端轴承支持下的变形和应力分布, 因此模型中忽略其他影响较小的部件, 只包括筒体、筒体衬板、进出料口端盖、端盖衬板、两端轴承支撑、物料。这里假设筒体衬板和端盖衬板之间的间隙中没有小钢球卡入。

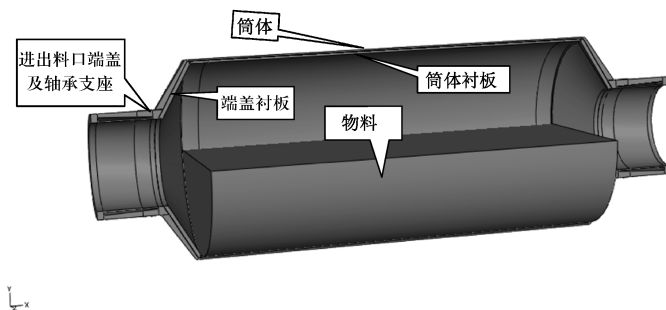


图 4-8 磨煤机简化模型(剖面图)

利用 ABAQUS 的网格划分功能建立有限元分析模型, 见图 4-9。采用 C3D8R 三维 8 节点等参单元, 模型的离散使用了 9880 个单元, 18852 个节点。在筒体与衬板以及衬板与端盖之间使用了 Tie(捆扎)连接模型技术。模拟实际上采用螺栓紧固联接, 考虑

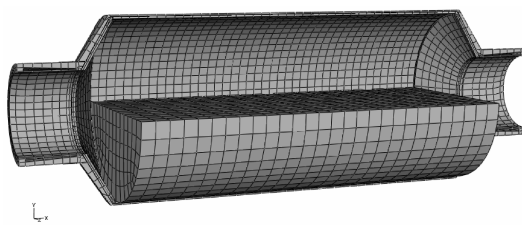


图 4-9 磨煤机有限元网格模型(剖面图)

到分析对象区域主要是筒体的变形和应力分布、缝隙附近局部变形和应力分布，本次计算模型对进出料口细部构造、各处的螺栓联接等细节进行了适当简化。

2. 材料属性

资料表明，衬板材料是锰钢，回转部筒体及两端是同一种钢材。筒体和衬板的材料属性见表 4-1。

表 4-1 筒体和衬板的材料属性

部 件	材 料	密度 $\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	弹性模量 $E/\text{Pa}$	泊松比 $\mu$
筒体	Q235	7850	$2.06 \times 10^{11}$	0.3
衬板	Mn13	7850	$2.1 \times 10^{11}$	0.3

物料和钢球混合物的密度是按照如下原理得出的：

正常装料情况下，球料重 95t。煤料按占球料质量的 14% 计算，为 13.3t。物料体积占筒容积的 25% 左右。

球料净体积为  $95000\text{kg}/7850\text{kg}/\text{m}^3 = 12.11\text{m}^3$ 。取煤料密度为  $1100\text{kg}/\text{m}^3$ ，其净体积为  $13300\text{kg}/1100\text{kg}/\text{m}^3 = 12.1\text{m}^3$ 。两者净体积相加为  $24.21\text{m}^3$ 。实际本次计算模型的容积是

$$V = \pi R^2 Z = 3.14159 \times 1.926^2 \times 8.475\text{m}^3 = 98.76\text{m}^3 \tag{4-7}$$

其 25% 约为  $24.69\text{m}^3$ ，比上述净体积略大，但很接近。因此，物料的等效密度为

$$\frac{(95000 + 13300)\text{kg}}{24.21\text{m}^3} = 4470\text{kg}/\text{m}^3 \tag{4-8}$$

由于松散块状物料间隙的存在，体积适当增加，将上述密度值适当降低，按容积的 25% 即  $24.69\text{m}^3$  体积计算，得

$$\frac{(95000 + 13300)\text{kg}}{24.69\text{m}^3} = 4383\text{kg}/\text{m}^3$$

这里，本次计算模型近似取混合物料密度为

$$\rho_{\text{等效}} = 4300\text{kg}/\text{m}^3 \tag{4-9}$$

根据正常工作情况下球料混合物的总体积最大可到筒体有效容积的一半的设定，建立半圆柱的有限元模型。

球-煤混合物料的弹性常数取值时，主要考虑了混合物料为散体，抵抗变形的能力较弱，但是其作用仅为提供载荷，因此近似为弹性模量较小的不可压缩弹性体，取

$$\text{弹性模量 } E = 10^7\text{Pa}, \text{ 泊松比 } \mu = 0.5 \tag{4-10}$$

3. 载荷、位移边界条件的施加

模型中的载荷有重力和离心力两种。模型中的所有部件都受这两种体积力载荷的作用。其中，物料的重力和离心力对筒体的作用通过它们之间的连接面进行

完全传递。重力加速度  $g$  值取  $9.8\text{m/s}^2$ 。载荷情况如图 4-10 所示。

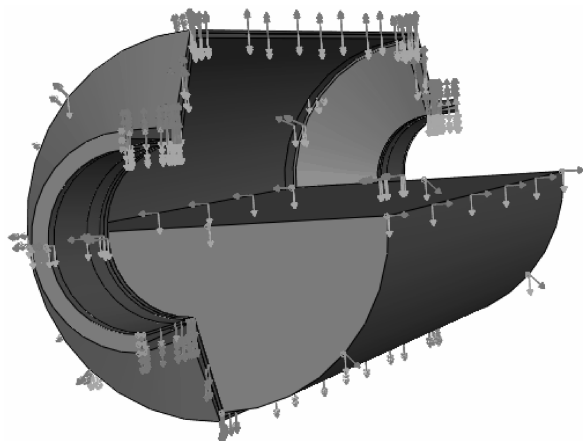


图 4-10 模型的载荷示意图

注：向下的箭头表示重力载荷，指向为沿径向向外的箭头表示转动引起的离心力载荷。

由于磨煤机的转速较低，只有  $17\text{r/min}$ ，冲击作用主要发生在钢球与散体物料之间，可以视作球-料混合体的内部作用力，因此可不考虑球料对筒体及衬板的冲击作用。

模型中的边界位移约束条件如图 4-11 所示。自左端开始，在筒体两端的转轴处约束周向和轴向两个方向的位移，接下来在轴承支撑处，施加径向的零位移约束边界条件。在另一端，仅在轴承支撑处施加径向的零位移约束边界条件，模拟轴承支撑。物料若按散体计算会带来很大的计算工作量，考虑到这里主要是把物料作为载荷施加在筒体及衬板上，因此把物料简化成弹性体，且在两端施加轴向的位移约束，使其轴向不动。虽然这与物料的进出实际有一定差异，但是这样的简化模型既准确反映了物料产生的载荷，又减小了计算工作量，因此是合理的。

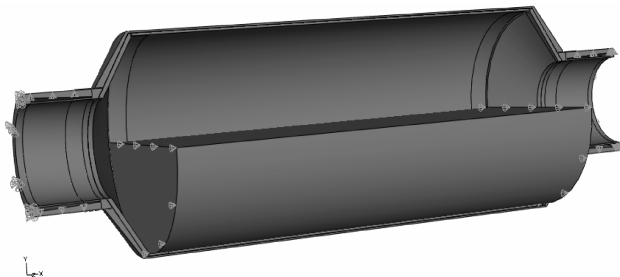


图 4-11 模型中的约束示意图

注：边缘处的三角号代表零位移边界条件。

4. ABAQUS 有限元计算结果

图 4-12 ~ 图 4-15 给出了正常装配时即没有发生钢球卡入缝隙条件下的筒体三维有限元分析结果。

从图 4-12 轴向应变分量分布图可以看出，其最大值为 0.00825%，为拉伸应变，分布在筒体最下部；最小值为 -0.0115%，为压缩应变，由于离心力的影响在筒体上部偏向一侧。

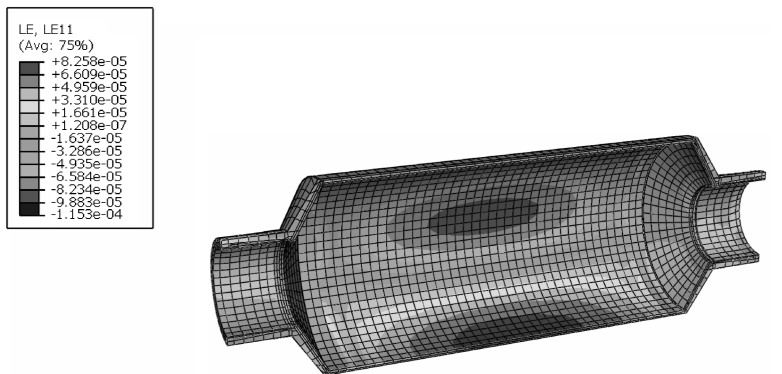


图 4-12 轴向应变分量 LE11 分布图

从图 4-13 轴向应力分量分布图可以看出，其最大值为 19MPa，为拉应力，分布在筒体最下部；最小值为 -25.6MPa，为压应力，由于离心力的影响在筒体上部偏向一侧。

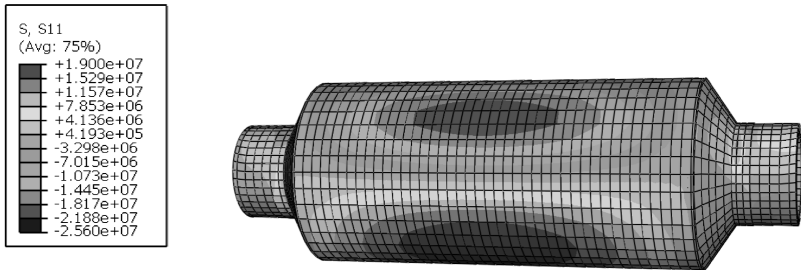
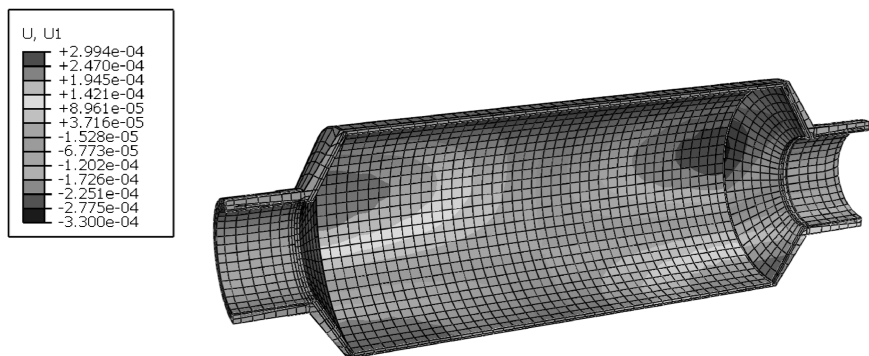


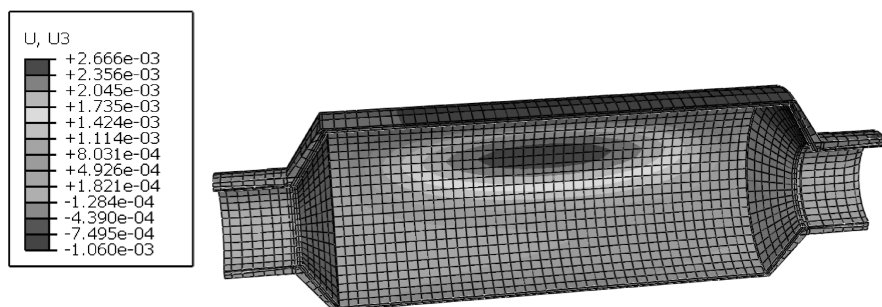
图 4-13 轴向应力分量 S11 分布图

从图 4-14 轴向位移分量分布图可以看出，其最大值为 0.299mm，由于轴线沿  $x$  轴，此位移在筒体上部为指向筒体中心截面的位移，在下部为远离中心截面的位移；最小位移为 -0.33mm，在上部为指向中心截面的位移，在下部为远离中心截面的位移。由于离心力的影响，位移绝对值最大分布区域有一部分在筒体上部偏向侧面。



图 4-14 轴向位移分量  $U_1$  分布图

从图 4-15 竖向位移分量分布图可以看出, 筒体上最大下沉位移值为  $-1.060\text{mm}$ , 分布在筒体顶部。由于离心力的影响, 在筒体中部偏上位置上出现了上升位移, 最大值为  $2.666\text{mm}$ 。

图 4-15 竖向位移分量  $U_3$  分布图

综合上述计算结果, 可以得出结论: 在正常工作条件下, 原设计的刚度和强度都满足工作要求。

### 4.3 结构在有钢球卡入衬板缝隙时的有限元数值分析

如上文所述, 由于衬板的初始缝隙较大, 钢球在位于筒内底部时由于缝隙张开的作用进入缝隙。之后, 由于钢球在缝隙中能形成摩擦自锁力学关系, 从而致使钢球在随筒体转动到顶部时, 缝隙有闭合趋势时产生支撑膨胀。由于缝隙的尺寸不断变大, 因此可以判断: 钢球和缝隙之间在顶部位置时存在类似过盈配合的关系, 钢球对缝隙两侧衬板有挤压外撑作用。这一外撑作用使得初始就比较大的缝隙逐渐变得更大, 同时加剧了衬板所在部位的筒体的变形。

根据上述分析, 本次计算采用在缝隙处加入矩形截面钢条的方法模拟钢球嵌

入缝隙的现象。用矩形截面钢条代替成排的圆形钢球能够在保证整体力学效果的合理准确度的前提下，明显降低有限元的接触模拟的计算工作量。

图 4-16 为卡入缝隙的钢条的示意图。可以看出，卡入缝隙的钢条与衬板形成过盈配合，过盈量随着筒体转动、缝隙张开闭合循环、小钢球卡入的深度增加而逐渐增加。根据破坏时的图片显示，小钢球可以卡入到缝隙的底部，因此，相对与初始缝隙宽度的过盈量是相当大的。这里取过盈量为 2mm(即钢条宽度为 22mm,缝隙宽度为 20mm,钢条的宽度大于缝隙的宽度 2mm)，进行工作载荷下的三维 ABAQUS 有限元变形和应力分析。模型网格、载荷、边界条件都不变，只是在顶部的缝隙处加了一个轴线弧长为 185mm 的弧形钢条，模拟卡入的小球的作用。

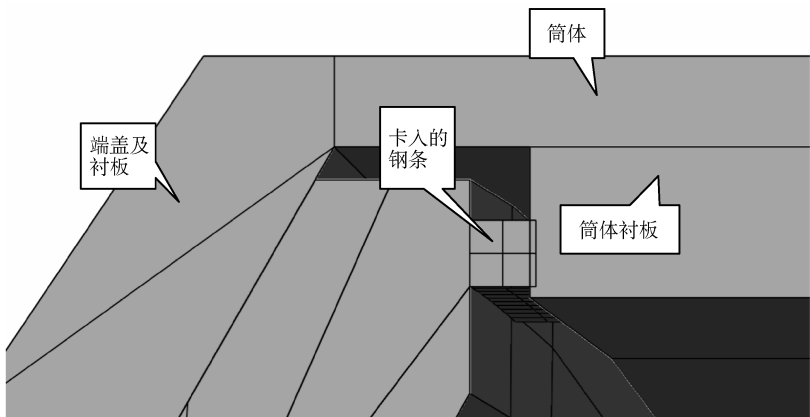


图 4-16 卡入缝隙的钢条示意图

计算结果如图 4-17 ~ 图 4-22 所示。由图 4-17 可知，小钢条及周围衬板及筒体的轴向应力 S11 幅值明显大于周围一定距离之外的材料点的应力幅值，出现了强烈的应力集中。

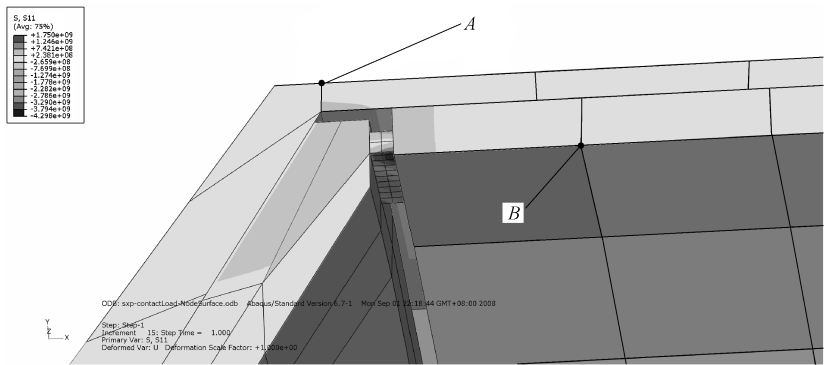


图 4-17 小钢条、周围衬板及筒体的应力分量 S11 分布结果(三维,局部放大)



分别在图 4-17 的  $A$  点和  $B$  点作环向路径(周长), 以小钢条的中心(即筒体横截面的顶点)为原点, 作出的轴向应力分量环向分布图。图 4-18 是以  $A$  点为原点作出的筒体外表面上的  $S_{11}$  分量的环向分布图。图 4-19 是以  $B$  点为原点作出的筒体衬板上的  $S_{11}$  分量的环向分布图。

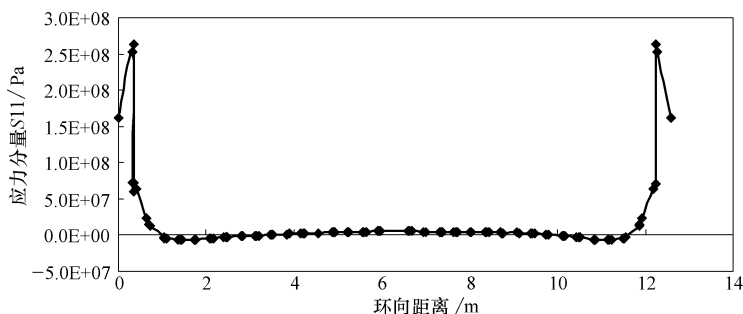


图 4-18 沿筒体外表面的轴向应力分量  $S_{11}$  分布

由图 4-18 可见, 筒体上各点仅在钢条卡入的区域附近, 有超过 50MPa 的较大应力分布, 且最大值达到 264MPa。在钢条所影响的局部(2m 左右的周长)之外, 其他区域上筒体上沿过  $A$  点的圆周路径上各点的应力都在 10MPa 以下。在筒体轴线中心截面处的顶部顶点和底部顶点的应力  $S_{11}$  的值仍然分别是 19MPa 和 -25.6MPa。

由图 4-19 可见, 在衬板上各点, 仅在钢条卡入的区域附近约 2m 的周长范围内, 有超过 50MPa 的较大应力分布, 且最大值压应力最大达到 164MPa。在钢条所影响的局部(2m 左右的周长)之外, 其他区域上的应力  $S_{11}$  都在 10MPa 以下。

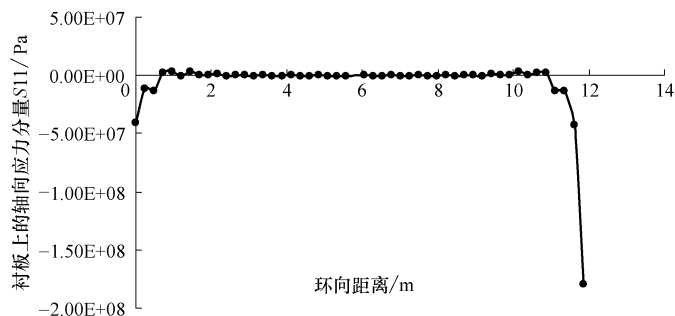


图 4-19 沿筒衬板外表面的轴向应力分量  $S_{11}$  分布

钢条上的应力和应变分布如图 4-20 ~ 图 4-22 所示。从图 4-20 看出, 钢条的轴向应力分量超过 1000MPa, 而图 4-21 中的应变分量达到 0.009208, 接近 1%。

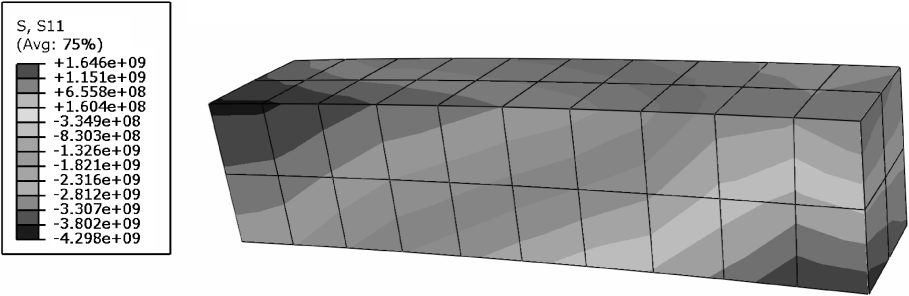


图 4-20 钢条内应力分量 S11 的分布图

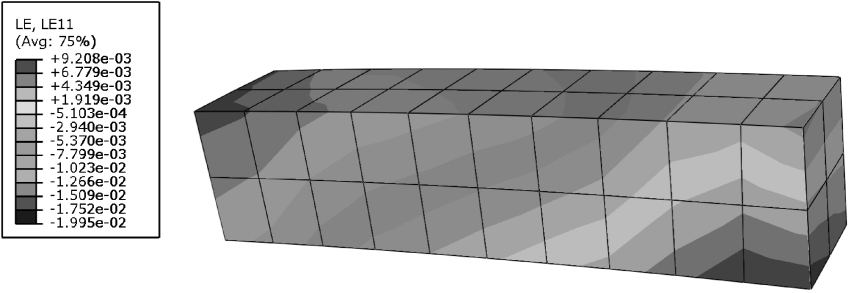


图 4-21 钢条内应力分量 LE11 的分布图

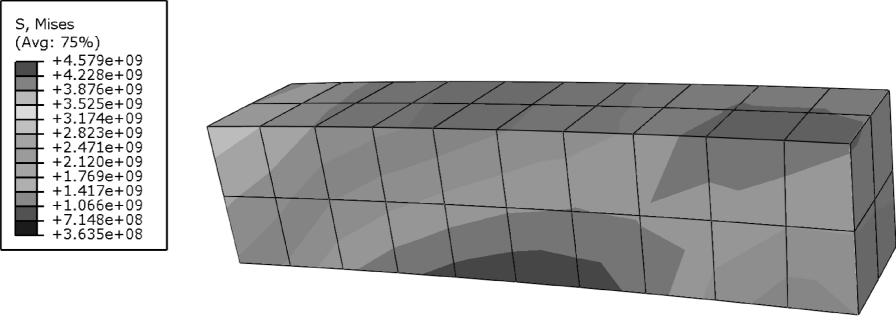


图 4-22 钢条内 Mises 等效应力的分布图

由图 4-22 可见，在钢条内，作为塑性变形判断准则的 Mises 等效应力的值超过 1000MPa，远远大于锰钢的初始塑性屈服强度，表明钢条内部将产生塑性变形。这与实际情况是相符的：从破坏了的筒体实体现场可看到，钢球在缝隙内被挤扁，即发生了塑性变形。

从上述应力分析中可看出,最大应力为沿轴向的拉应力  $S_{11}$ ,对于拉应力引起的疲劳破坏,在正常工作情况下,最大满载达到 50% 容积装载量时,最大拉应力为 19MPa,最大压应力为 25.6MPa,因此磨煤机的疲劳失效属于非对称正应力引起的疲劳循环,且

$$r = \frac{S_{\min}}{S_{\max}} = \frac{19\text{MPa}}{-25.6\text{MPa}} = -0.742 < 0,$$

对于此类非对称应力的疲劳分析,一般应根据实测疲劳曲线确定材料疲劳强度值。考虑到文献的数据,进一步采用保守设计的取法,疲劳强度可取

$$\sigma_{-1} = 0.28\sigma_b \quad (4-11)$$

式中,  $\sigma_b$  是材料的静强度极限。从文献中得知,对于 Q235 钢材,其屈服强度最小值为

$$\sigma_b = 400\text{MPa} \quad (4-12)$$

而

$$\sigma_{-1} = 0.28\sigma_b = 0.28 \times 400\text{MPa} = 112\text{MPa} \quad (4-13)$$

在正常工作情况下,即使是最大满载达到 50% 容积装载量,最大拉应力也只有 19MPa,最大压应力仅为 25.6MPa,小于上述许用疲劳应力值 112MPa。

在有钢球卡入缝隙的情况下,按照上述三维有限元分析的结果,筒体上的材料点在钢球附近局部区域有最大轴向拉应力分量 264MPa,而在压应力区,最大值仍然是 -25.6MPa。而 264MPa 远远大于 112MPa 的许用应力值。

## 4.4 小结

本章对磨煤机在工作载荷下的疲劳破坏进行了分析,得出以下主要结论:

首先结合已有实际资料,分析了钢球卡入衬板缝隙时需要满足的摩擦自锁条件,给出了发生自锁时的缝隙宽度  $L$  的表达式。实际资料表明,磨煤机破坏后的缝隙宽度能够容下整个大钢球,超过了  $L$  值,这表明钢球与衬板缝隙之间在运行过程中确实存在摩擦自锁现象。

结合 ABAQUS 三维有限元软件,对设备在满载时正常转速下的变形和应力分布进行了数值分析,得到了相应的最大拉应力和压应力,以及变形场的分布情况,结果与材料力学解析分析结果趋势相同,表明是合理的。

对钢球卡入缝隙的现象进行了简化模拟,并结合 ABAQUS 三维有限元软件,对发生钢球卡入的设备在满载时正常转速下的变形和应力分布进行了数值分析,得到了相应的最大拉应力和压应力,以及变形场的分布情况。结果表明,有钢球卡入时结构局部的应力急剧增大,达到 264MPa。

采用疲劳分析理论,结合三维有限元数值解的结果,分析了设备的疲劳破

坏。结果表明，有钢球卡入时，筒体结构材料点发生的应力达 264MPa，远远大于许用疲劳应力值 112MPa，因此是不安全的。而正常情况下没有钢球卡入时的筒体结构材料点的最大正(压缩)应力为 25.6MPa，远小于许用疲劳应力值，因此原设计是安全的，只是内部衬板安装不当造成的缝隙内卡入钢球导致设备疲劳破坏。

## 第5章 岩土材料与结构的渗流 与变形耦合分析

本章首先介绍了岩土材料与结构渗流力学及变形耦合的基本原理，然后给出了一个工程分析实例。使用 ABAQUS-6.5 软件，对油藏岩石的射孔变形进行了三维弹塑性有限元固结数值模拟。结合井孔和射孔的开挖过程，岩石的变形固结过程被视为一个耦合发生的流体-固体两场耦合弹塑性问题，采用 Mohr-Coulomb 条件作为岩石的屈服条件。对每英尺 4 个射孔和 8 个射孔的设计形式进行了数值模拟，同时研究了水平面内不同的主应力方向对射孔稳定性的影响。弹塑性有限元固结数值计算结果表明：

1) 当射孔轴线沿最大水平主应力时，在给定条件下，射孔周围有较大塑性区发生；而当射孔轴线垂直于最大水平主应力方向时，在给定条件下，射孔周围没有塑性区发生。

2) 当射孔密度从每英尺 8 个射孔降低为每英尺 4 个射孔时，同等条件下，射孔周围塑性区明显减少。

### 5.1 孔隙介质的等效应力原理

ABAQUS/Standard 中采用常规方法模拟孔隙介质。它把孔隙介质看成是多相材料，并且使用有效应力原理来描述它的行为。程序中能够模拟两种流体，其中一种是液体，另一种是气体，并假设了液体几乎是不可压缩的，而气体是可压缩的。含有地下水的土是一种典型的孔隙介质。当孔隙介质部分饱和时，两种流体共享一个空间点位置；对于饱和孔隙介质，液体完全充满孔隙，没有气体相存在。孔隙介质的一个微元体  $dV$  包含固体材料体积  $dV_g$ 、孔隙体积  $dV_v$  和液体体积  $dV_w$  ( $\leq dV_v$ )。在压力驱使下液体可以在孔隙介质中迁移。在某些系统中，微元体也包括被固体颗粒吸附的不能迁移的液体  $dV_l$ 。

ABAQUS/Standard 假设一点的总应力  $\sigma$  是由液体压力  $u_w$ 、气体压力  $u_a$  以及固体骨架材料的有效应力  $\sigma^*$  共同组成的，并可表示为

$$\bar{\sigma}^* = \sigma + [\chi u_w + (1 - \chi) u_a] I \quad (5-1)$$

式中， $I$  是二阶单位张量；规定应力分量中拉应力为正， $u_w$  和  $u_a$  都是压力的绝对值； $\chi$  是饱和度因子，在完全饱和时为 1，完全干燥时为 0，可以简单地把  $\chi$  当作介质的饱和度。

为了简化计算,忽略气体的压力对变形和渗流的影响,当一个结构体具有良好的透气性且置于空气中时,就可以如此简化。从而式(5-1)可以简化成

$$\bar{\sigma}^* = \sigma + \chi u_w \mathbf{I} \quad (5-2)$$

当有吸附的液体存在时,有效应力的表达式则为

$$\bar{\sigma}^* = (1 - n_t) \bar{\sigma} - n_t \bar{p}_l \mathbf{I} \quad (5-3)$$

式中,  $\bar{\sigma}$  是骨架材料的有效应力;  $\bar{p}_l$  是吸附液体的压力;  $n_t$  是吸附液体占总体积的比率。

## 5.2 基本概念

下面介绍孔隙介质的平衡方程、基本假设和流体的连续方程。在采用隐式算法进行时间积分时采用了牛顿法。孔隙率  $n$  是介质中孔隙与总体积的比,即

$$n = \frac{dV_v}{dV} = 1 - \frac{dV_g}{dV} - \frac{dV_t}{dV} \quad (5-4)$$

用上标 0 表示变量在参考构形中的值,则当前构形中的孔隙率的表达式为

$$\begin{aligned} n &= 1 - \frac{dV_g}{dV^0} \frac{dV^0}{dV} \frac{dV_g^0}{dV^0} - \frac{dV_t}{dV} \\ &= 1 - J J^{-1} (1 - n^0 - n_t^0) - n_t \end{aligned} \quad (5-5)$$

这里定义了

$$\frac{1 - n - n_t}{1 - n^0 - n_t^0} = \frac{J_g}{J} \quad (5-6)$$

$$J = \left| \frac{dV}{dV^0} \right|, \quad J_g = \left| \frac{dV_g}{dV_g^0} \right|, \quad n_t = \frac{dV_t}{dV} \quad (5-7)$$

ABAQUS 中采用孔隙比  $e$  代替孔隙率  $n$ :

$$e = \frac{dV_w}{dV_g + dV_t}, \quad n = \frac{e}{1 + e} \quad (5-8)$$

饱和度  $s$  是自由液体(即非吸附液体)体积与孔隙体积的比,即

$$s = \frac{dV_w}{dV_v} \quad (5-9)$$

自由液体的体积率是

$$n_w = \frac{dV_w}{dV} = sn \quad (5-10)$$

自由液体和吸附液体在单位体积中的总体积是

$$n_f = sn + n_t \quad (5-11)$$

### 5.3 孔隙介质的本构行为

ABAQUS/Standard 中把孔隙介质看作是包含固体、孔隙、自由液体、吸附液体和气体的混合物，它的力学行为包含了液体和固体对局部压力的响应和材料整体对有效应力的响应。本小节将讨论上述响应的计算方法及相应的假设。

#### 1. 液体的响应

对孔隙介质中的液体有如下数学表达式：

$$\frac{\rho_w}{\rho_w^0} = 1 + \frac{u_w}{K_w} - \varepsilon_w^{\text{th}} \quad (5-12)$$

式中， $\rho_w$  是液体的密度； $\rho_w^0$  是液体在参考构形中的密度； $K_w(\theta)$  是液体的体积模量；并且

$$\varepsilon_w^{\text{th}} = 3\alpha_w(\theta - \theta_w^0) - 3\alpha_w|_{\theta^I}(\theta^I - \theta_w^0) \quad (5-13)$$

是温度变化给液体造成的体积热应变。此处  $\alpha_w(\theta)$  是热膨胀系数； $\theta$  是当前的温度； $\theta^I$  是初始温度； $\theta_w^0$  是热膨胀计算的参考温度。这里假设了变形是小变形。

#### 2. 固体颗粒的响应

孔隙介质中的固体颗粒在压力下的力学响应为

$$\frac{\rho_g}{\rho_g^0} = 1 + \frac{1}{K_g} \left( su_w + \frac{\bar{p}}{1 - n - n_l} \right) - \varepsilon_g^{\text{th}} \quad (5-14)$$

式中， $K_g(\theta)$  是固体物质的体积模量； $s$  是自由液体的饱和度；体积热应变的计算式为

$$\varepsilon_g^{\text{th}} = 3\alpha_g(\theta - \theta_g^0) - 3\alpha_g|_{\theta^I}(\theta^I - \theta_g^0) \quad (5-15)$$

式中， $\alpha_g(\theta)$  是固体物质的热膨胀系数； $\theta_g^0$  是计算参考温度。假设

$$\left| 1 - \frac{\rho_g}{\rho_g^0} \right| \ll 1 \quad (5-16)$$

#### 3. 吸附液体的响应

某些固体物质吸附液体后会形成胶质，这种物质的简化模型是把这种胶质简化为一个半径为  $r_a$  的球体。当一个单独的这种球体浸泡在液体中时，其半径变化为

$$r_a = r_a^f - \sum_N a_N \exp\left(-\frac{t}{\tau_N}\right) \quad (5-17)$$

式中， $r_a^f$  是当  $t \rightarrow \infty$  时球体膨胀后的半径； $N$ 、 $a_N$  和  $\tau_N$  都是材料参数。

式(5-17)可进步简化为

$$r_a = r_a^f - a_1 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) \quad (5-18)$$

由式(5-18)求得的半径变化为

$$r_a = \frac{r_a^f - r_a}{\tau_1} \quad (5-19)$$

#### 4. Darcy 律

孔隙介质中液体的本构行为遵守 Darcy 律或 Forchheimer 律。当流体速度较低时采用 Darcy 律，流速较高时采用 Forchheimer 律。Darcy 律也可看成是 Forchheimer 律的线性化形式，Darcy 律认为通过介质中单位面积的自由液体的体积速率  $s_n v_w$  与水头的梯度成正比：

$$s_n v_w = -\hat{k} \frac{\partial \phi}{\partial x} \quad (5-20)$$

式中， $\hat{k}$  是介质的渗流系数矩阵； $\phi$  是水头，其定义为

$$\phi = z + \frac{u_w}{g\rho_w} \quad (5-21)$$

式中， $z$  是参考点以上的高度坐标； $g$  是重力加速度，作用方向与  $z$  相反。

另一方面，Forchheimer 律认为，水头的负梯度与介质中单位面积上通过的自由液体的体积的平方成正比，即

$$s_n v_w (1 + \beta \sqrt{v_w v_w}) = -\hat{k} \frac{\partial \phi}{\partial x} \quad (5-22)$$

式中， $\beta(x, e)$  是速度的系数。

这里非线性的系数渗流矩阵依赖于材料的孔隙比。当流体速度趋于零时，Forchheimer 律趋向 Darcy 律。当  $\beta = 0$  时两者相同。

渗流系数矩阵  $\hat{k}$  是饱和度和材料孔隙比的函数，其量纲是速度的量纲（长度/时间）。对于一种特定的液体而言，它在给定的孔隙介质中的渗流系数依赖于介质中该液体的饱和度，假设这种依赖是可以分离开的，即

$$\hat{k} = k_s K \quad (5-23)$$

式中， $k_s(s)$  是饱和度依赖系数，当完全饱和时， $k_s(s) = 1.0$ ；矩阵  $K(x, e)$  是完全饱和介质的渗流系数矩阵。

#### 5. 饱和度

自由液体的压力为  $u_w$ ，忽略其他流体的压力影响，则当  $u_w > 0$  时，孔隙介质完全饱和；当  $u_w < 0$  时表示介质中有毛细效应。 $u_w < 0$  时，对于给定的孔隙压力  $-u_w$ ，饱和度的大小有一个范围（见图 5-1），可记为  $s^a \leq s \leq s^e$ ，这里  $s^a(u_w)$  是吸附现象发生时的临界值，而  $s^e(u_w)$  是渗出现象发生时的临界值。程序中假设了当  $s > 0$  时总有自由液体存在。

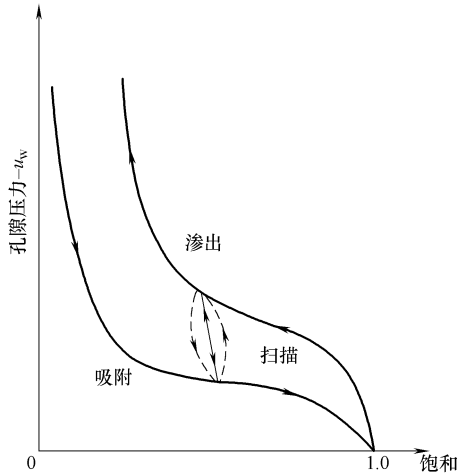


图 5-1 非饱和孔隙介质中液体的吸附和渗出示意图



Bear(1972)曾建议在吸附和渗出两种现象之间的转换沿“扫描”曲线进行, ABAQUS 中用图 5-1 中的直线近似代替曲线。

## 5.4 弥散和变形耦合问题的求解方法

在 ABAQUS/Standard 中, 孔隙介质的变形与流体弥散的系统方程为

$$\begin{cases} \mathbf{K}^{mn} \bar{\mathbf{C}}_g^N - \mathbf{L}^{mp} \bar{\mathbf{C}}_u^p = \mathbf{P}^m - \mathbf{I}^m \\ (\hat{\mathbf{B}}^{mq})^T \bar{\mathbf{v}}^m + \hat{\mathbf{H}}^{QP} \bar{\mathbf{u}}^p = \mathbf{Q}^Q \end{cases} \quad (5-24)$$

式(5-24)中的第一式为平衡方程, 第二式为流体的流动方程。耦合求解这一组方程的方法有两种: 一种方法是先把前一式单独求解, 之后把解答式代入后式, 之后再反复迭代, 直到满足收敛准则; 另一种是两式联立求解。ABAQUS/Standard 采用的是联立求解的方法。

首先在流体流动方程中引入时间积分算子, 这个算子是一个简单的单步法:

$$\bar{\delta}_{t+\Delta t}^N = \bar{\delta}_t^N + \Delta t [(1-\xi) \bar{v}_t^N + \delta_{t+\Delta t}^N] \quad (5-25)$$

式中,  $0 \leq \xi < 1$ 。事实上, 为保证数值稳定性, 选择  $\xi = 1$  (意味着采用了向后差分), 从而有

$$\bar{v}_{t+\Delta t} = \frac{1}{\Delta t} (\bar{\delta}_{t+\Delta t}^N - \bar{\delta}_t^N) \quad (5-26)$$

使用这一时间积分算子在时间  $t + \Delta t$  的流体的流动方程可以写为

$$(\hat{\mathbf{B}}^{MQ})^T \bar{\delta}_{t+\Delta t}^M + \Delta t \hat{\mathbf{H}}^{QP} \bar{u}_{t+\Delta t}^p = \Delta t \mathbf{Q}_{t+\Delta t}^Q + (\hat{\mathbf{B}}^{MQ})^T \bar{\delta}_t^M \quad (5-27)$$

进一步使用牛顿线性化方法可得到上述方程的下述形式:

$$-(\mathbf{B}^{MQ})^T \bar{\mathbf{C}}_g^M - \Delta t \mathbf{H}^{QP} \bar{\mathbf{C}}_u^p = \Delta t \left[ -\mathbf{Q}_{t+\Delta t}^Q + (\hat{\mathbf{B}}^{MQ})^T \bar{v}_{t+\Delta t}^M + \hat{\mathbf{H}}^{QP} \bar{u}_{t+\Delta t}^p \right] \quad (5-28)$$

从而, 要耦合求解的方程组的最终形式为

$$\begin{cases} \mathbf{K}^{MN} \bar{\mathbf{C}}_g^N - \mathbf{L}^{MP} \bar{\mathbf{C}}_u^p = \mathbf{P}^M - \mathbf{I}^M \\ -(\mathbf{B}^{MQ})^T \bar{\mathbf{C}}_g^M - \Delta t \mathbf{H}^{QP} \bar{\mathbf{C}}_u^p = \mathbf{R}^Q \end{cases} \quad (5-29)$$

式中

$$\mathbf{R}^Q = \Delta t \left[ -\mathbf{Q}_{t+\Delta t}^Q + (\bar{\mathbf{B}}^{MQ})^T \bar{v}_{t+\Delta t}^M + \hat{\mathbf{H}}^{QP} \bar{u}_{t+\Delta t}^p \right] \quad (5-30)$$

方程组(5-29)就是流体流动与变形耦合问题在一个时间步中要迭代求解的对象。一般来说, 方程的系数矩阵是不对称的, 稳定的耦合问题的系数矩阵也是不对称的。

ABAQUS/Standard 在求解稳定流动与变形耦合问题, 以及求解部分饱和问题时默认使用非对称求解器, 在其他情况下默认使用对称求解器, 但是用户在必要时可以选择使用非对称求解器。

## 5.5 实例：储油层射孔三维弹塑性变形与渗流耦合分析

### 1. 工程背景

射孔周围砂岩的弹塑性固结力学行为是产砂分析的基础，对采油生产具有十分重要的意义，是目前工程力学研究的热点之一。在实际工程中，影响油藏岩石力学行为的因素较多。目前普遍认为，水平面内主应力方向对射孔稳定性具有一定的影响，但是并没有确凿的理论研究结果证实这一点。此外，射孔密度对射孔周围砂岩的影响也没有详细的研究文献能够作为设计参考。

这里使用 ABAQUS 对某油田 2576m 深处的油藏岩石的射孔周围砂岩变形和油流流动进行了三维弹塑性有限元固结数值模拟。ABAQUS 能够进行单相流体与固体变形耦合的力学过程分析。它可以进行饱和的及非饱和的孔隙介质渗流与变形耦合计算。这里结合井孔和射孔的开挖过程，岩石的变形固结过程被视为一个耦合发生的流体-固体多场耦合弹塑性问题，计算中采用 Mohr-Coulomb 条件作为岩石的屈服条件。研究了水平面内不同的主应力方向对射孔稳定性的影响，同时对每英尺 4 个射孔和每英尺 8 个射孔的设计形式进行了数值模拟。数值结果对射孔设计以及控制采油过程中的产砂量提供了理论依据。

### 2. 力学模型

为了能够较详细地模拟围绕射孔周边的岩石的力学行为，考虑到射孔尺寸很小，仅有 0.5in，故取厚度为 0.1524m(0.5ft)、半径为 3m 的一片岩石进行三维有限元弹塑性固结分析。考虑到模型的对称性，仅取 1/2 模型分析，如图 5-2 所示。

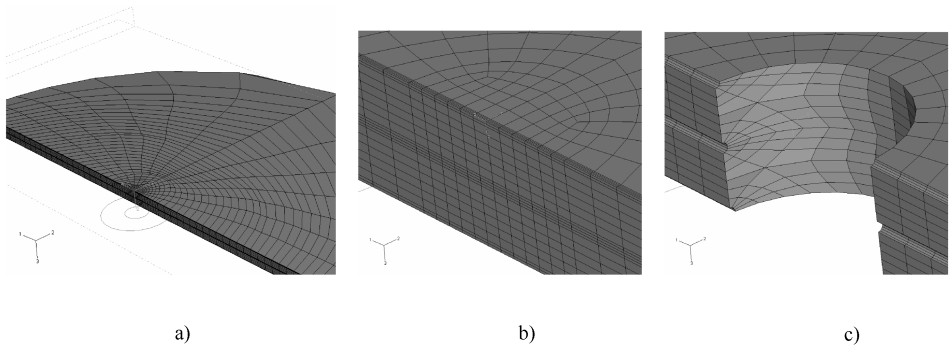


图 5-2 模型网格及局部放大图

a) 模型初始网格 b) 井孔处局部放大图 c) 移除井孔及射孔单元

边界条件如图 5-3、图 5-4 所示。在中间对称面上， $y$  方向的位移为零；在外缘边界上，水平位移为零；在底面上， $z$  方向的位移为零；在上表面上作用有均布压力。初始条件为：初始孔隙比为 0.351，初始孔隙压力  $p = 3.79212 \times 10^7 \text{Pa}$ ，初始地应力为  $\sigma_x = -48263338 \text{Pa}$ ， $\sigma_y = -41368575 \text{Pa}$ ， $\sigma_z = -55158199 \text{Pa}$ ，切应力分量为零。外缘边界上的孔隙压力为  $p = 3.79212 \times 10^7 \text{Pa}$ ，对称面设为不透水边界。流动压力为  $p_d = 3.68 \times 10^7 \text{Pa}$ 。在射孔完成之后的固结过程，射孔表面上将作用有其值为流体压差的均布面力。射孔表面的孔隙压力边界的值也等于流体压差。岩石材料的弹性模量和泊松比分别为  $E = 9.37 \times 10^9 \text{Pa}$ ， $\mu = 0.22$ 。

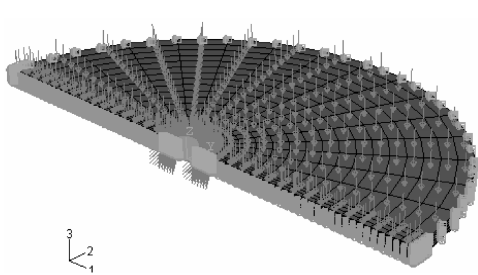


图 5-3 模型的几何形状及约束示意图

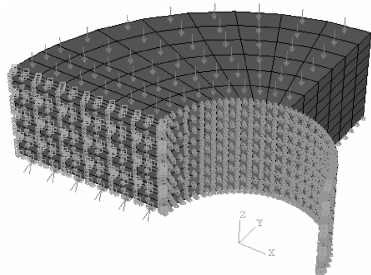


图 5-4 模型中采用了一层弹性膜  
单元模拟套管的不透水特性

渗流系数  $k$  随孔隙比的变化规律见表 5-1。

表 5-1 渗流系数  $k$  随孔隙比的变化规律

渗 流 系 数	孔 隙 比	渗 流 系 数	孔 隙 比
8.26E-04	0.33345	0.0012446	0.36518
0.001016	0.351	0.0014478	0.372484
0.0011176	0.35802	0.00254	0.4

岩石的强度参数分别为：内摩擦角  $\varphi = 25^\circ$ ，扩容角  $\theta = 10^\circ$ ，粘结强度  $c = 5 \times 10^5 \text{Pa}$ 。

为了模拟套管的作用(即刚度较大、不透水)，在模型中采用了一层弹性膜单元附加在井孔岩石边界外侧。当井孔和射孔完成后且固结过程开始时，膜单元在水平面内被赋予位移约束。图 5-4 所示为每英尺 8 个射孔的几何模型。

### 3. 施加初始孔隙率、孔隙压力和初始地应力场的注意事项

与单纯的变形分析相比，变形与渗流耦合模型的初始条件比较复杂，它包括

初始孔隙率场、初始孔隙压力场和初始地应力场。初始孔隙率场、初始孔隙压力场的赋值较为简单，只要设定相应的节点组、直接赋值就可以了：

```
* INITIAL CONDITIONS,TYPE = RATIO
ALLNODES,0.3513514
* INITIAL CONDITIONS,TYPE = PORE PRESSURE
ALLNODES,3.79212E+07
```

由于变形的计算是在有效应力空间进行的，地应力是骨架材料的有效应力，因此，初始地应力赋值是对孔隙介质的固体骨架材料赋有效应力。而在应力边界条件的赋值时边界面力所赋的值是名义应力，而名义应力和有效应力之间具有式(5-1)所示的数学关系。这一点必须预先考虑到。如此得到的初始地应力和应力边界条件分别为：

(1) 初始地应力赋值

```
* INITIAL CONDITIONS,TYPE = STRESS
ALLELE,-48263338.,-41368575.,-55158100.,0.0,0.0,0.0
```

(2) 应力边界条件(即面载荷赋值)

```
** LOADS
**
** Name: SURFFORCE-1 Type: Pressure
* DSLOAD
_PICKEDSURF44,P,9.30793E+07
**
```

这样可以看到上述给出的初始值有：

$$\text{面载荷} = \text{初始地应力} + \text{初始孔隙压力}$$

由于本研究模型的厚度很小，重力影响忽略不计，因此按照上述步骤建立的初始应力场是平衡的。初始应力场对应的位移接近 0，对后续结果没有影响。

(3) 孔隙压力边界 对于具有渗透行为的边界，需要在边界上设置孔隙压力边界，即给定边界上的流体压力。没有设置孔隙压力初始值的边界默认为孔隙压力为零的边界，即封闭边界。

对于本算例中的模型，由于对称面上以及井壁除射孔之外的地方没有渗流行为，因此仅赋值位移边界约束；在射孔表面和外侧边界上有渗流行为，因此相应的节点上要赋孔隙压力初值。具体 input 语句如下：

```
** BOUNDARY CONDITIONS
**
* Boundary,op = new
```

```

BOTTOM-NODES,3,3
SYMME-NODES,2,2
SIDE-NODES,1,2
BOREHOLE _ SURF _ NODES,1,2
**
TUNNEL-NODES,8,8,3.38212E+07
SIDE-NODES,8,8,3.79212E+07

```

(4) 分析步的设置 对于本文这样的具有初始地应力场、包含施工过程、流体压力场随时变化的渗流与变形耦合问题,一般至少需要初始平衡应力场的建立和固结过程计算两个分析步。其形式分别为:

```

**
** STEP1:初始平衡应力场的建立
**
* Step,name = Geostress,nlgeom = YES,unsymm = YES
* Geostatic
.....
**
** STEP 2:固结过程计算
**
*****
* Step,name = CONSOLIDATION,inc = 60,nlgeom = yes,unsymm = YES
* Soils,CONSOLIDATION,utol = 10e6.,end = ss
1. e-2,10.,1. e-6,1.,50.
.....

```

#### 4. 计算结果

(1) 数值结果之一 对每英尺 8 个射孔的几何模型的离散总共采用了 26355 个节点和 5584 个 20 节点三维立方单元,以及 184 个 8 节点膜单元。下面给出了由 ABAQUS 计算得到的塑性区分布、孔隙压力分布和应力场分布。由于图形的对称性,仅取模型的一半显示结果。这一组结果对应的初始地应力为

$$\sigma_x = -48263338\text{Pa}, \sigma_y = -41368575\text{Pa}, \sigma_z = -55158199\text{Pa}, \tau_{xx} = \tau_{yx} = \tau_{xy} = 0$$

图 5-5 给出了发生塑性变形的单元区。从图中看出,在射孔的周围分布有塑性区。图 5-6 给出了孔隙压力分布情况,孔隙压力在射孔处达到给定的流动压力值。图 5-7 ~ 图 5-9 给出了应力分量  $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  的分布情况。

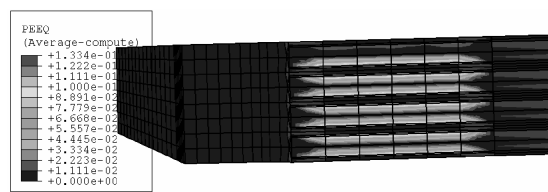


图 5-5 射孔周围亮彩色部分为发生塑性变形的单元区

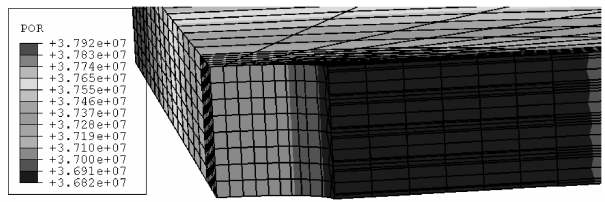


图 5-6 孔隙压力场

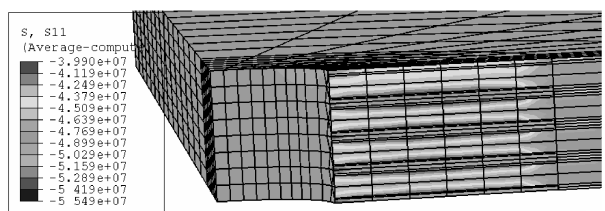


图 5-7  $x$  方向的正应力  $\sigma_x$  的场分布

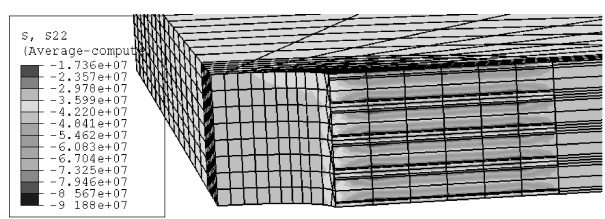


图 5-8  $y$  方向的正应力  $\sigma_y$  的场分布

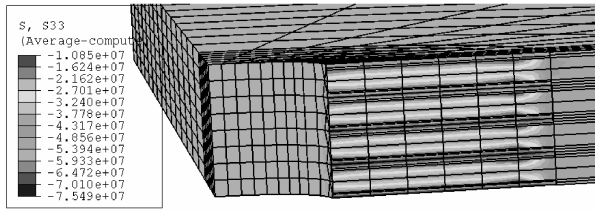


图 5-9  $z$  方向的正应力  $\sigma_z$  的场分布

从应力分布图中看出，模型内没有拉应力出现。水平面内最大压缩有效应力约为 97MPa，发生在射孔内壁处  $y$  方向上。竖直方向最大压缩有效应力约为 75.5MPa，发生在射孔内壁处  $z$  方向上。

(2) 数值结果之二 为了检验主应力方向对射孔稳定性的影响，本次计算采用的初始地应力为上次初始地应力将  $\sigma_y$  和  $\sigma_x$  对调以后得到的值，即

$$\sigma_x = -41368575\text{Pa}, \sigma_y = -48263338\text{Pa}$$

此种工况下没有塑性区出现。图 5-10 给出了孔隙压力分布情况，孔隙压力在射孔处达到给定的流动压力值。图 5-11 ~ 图 5-13 给出了应力分量  $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  的分布情况。

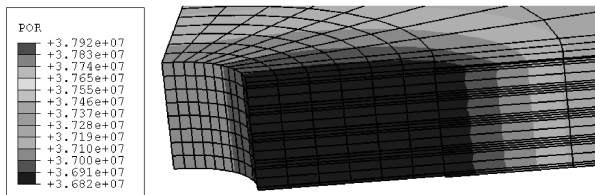


图 5-10 孔隙压力场

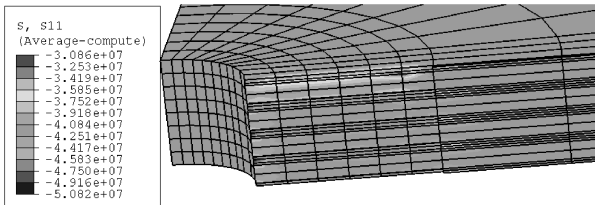


图 5-11  $x$  方向的正应力  $\sigma_x$  的场分布

从应力分布图中看出，模型内没有拉应力出现，水平面内最大压缩有效应力约为 93MPa，发生在射孔内壁处  $y$  方向上。竖直方向最大压缩有效应力约为 75.6MPa，发生在射孔内壁处  $z$  方向上。值得注意的是：射孔开挖完成后，发生在

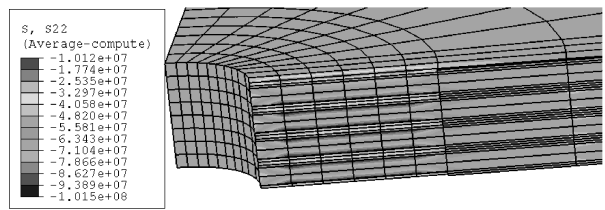


图 5-12  $y$  方向的正应力  $\sigma_y$  的场分布

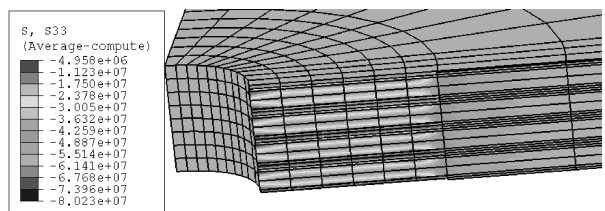


图 5-13  $z$  方向的正应力  $\sigma_z$  的场分布

射孔内壁处  $y$  方向上的压缩有效应力远远超过初始应力场。这说明在射孔开挖过程中，由于沿射孔轴线  $x$  方向上的位移受到限制，当内表面上作用的流体压力较小时，会导致射孔孔壁局部侧向失稳变形，发生塑性屈曲 (Plastic Buckling)，从而引起局部应力集中，产生较大的  $y$  向应力。图 5-14 给出了孔隙比的变化情况。

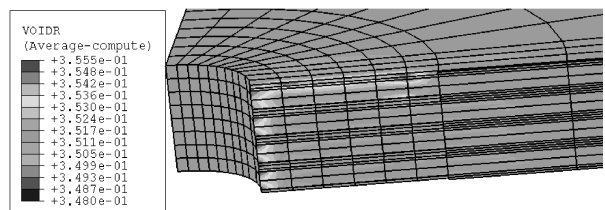


图 5-14 孔隙比分布场

(3) 数值结果之三 本次计算调整射孔密度，将每英尺的射孔个数调整为 4 个，其他条件保持不变。在  $\sigma_x = -48263338\text{Pa}$ ， $\sigma_y = -41368575\text{Pa}$  的条件下，ABAQUS 计算得到的塑性区如图 5-15 所示。比较图 5-5 和图 5-15 的塑性区可知，当射孔密度降低时，塑性区的范围大幅度减小。图 5-16 ~ 图 5-18 给出了应力分量  $\sigma_x$ 、 $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  的分布情况。从应力分布图中看出，模型内没有拉应力出现，水平面内最大压缩有效应力约为 59MPa，发生在射孔内壁处  $y$  方向上。竖直方向最大压缩有效应力约为 67.3MPa，发生在射孔内壁处  $z$  方向上。因此可以看出，射孔密度降低能够大幅降低对射孔区塑性行为起主要作用的水平面内的最大正应力幅值。



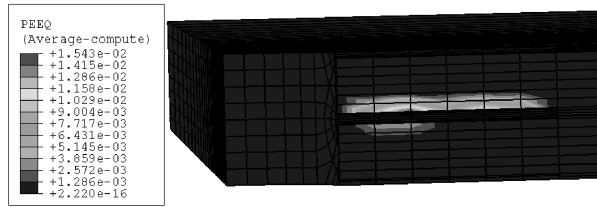


图 5-15 射孔密度为每英尺 4 个时的  
塑性区(浅色部分)分布

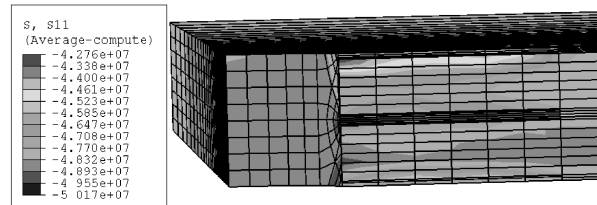


图 5-16  $x$  方向的正应力  $\sigma_x$  的场分布

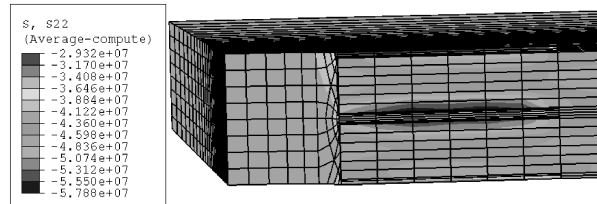


图 5-17  $y$  方向的正应力  $\sigma_y$  的场分布

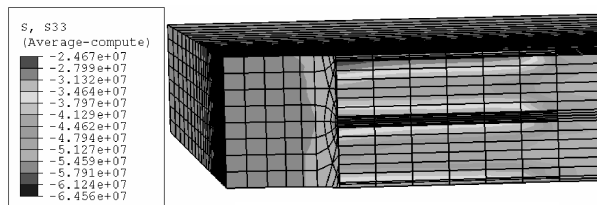


图 5-18  $z$  方向的正应力  $\sigma_z$  的场分布

此外,本算例还对每英尺 4 个射孔,在  $\sigma_x = -41368575\text{Pa}$ 、 $\sigma_y = -48263338\text{Pa}$  的条件下射孔围岩进行了弹塑性固结数值分析。ABAQUS 计算得到的塑性区为零,证明在此条件下射孔围岩是稳定的,不会产砂。

## 5.6 小结

本算例对油藏砂岩射孔的弹塑性固结问题作了数值研究。弹塑性有限元固结数值计算结果表明：

1) 当射孔轴线沿最大水平主应力方向时，在给定条件下，射孔内壁表面将发生塑性屈曲，导致射孔周围有较大塑性区发生。而当射孔轴线垂直于最大水平主应力方向时，在给定条件下，射孔周围没有塑性区发生。

2) 当射孔密度从每英尺 8 个射孔降低为每英尺 4 个射孔时，同等条件下，射孔内壁周围塑性区明显减小。

## 第6章 岩土材料与结构的弹塑性蠕变和渗流分析

本章首先介绍了固体弹塑性蠕变理论，然后给出了 ABAQUS 蠕变模型设置的细节，最后给出了一个工程算例：采用 ABAQUS 对某天然气储藏基地的一个储藏库进行了三维粘弹塑性有限元模拟，分析了整个围岩体系在岩石开挖阶段的应力与变形，以及套管相应的变形，找出了可能的塑性区，并对施工完成后岩体的稳定性作出了评价。数值结果表明，经过 3 年的开挖施工后，围岩能够形成以“压力拱”为特征的稳定的上覆岩体自承体系，说明储藏洞室的设计是合理的。

### 6.1 蠕变模型的理论

在载荷作用下，混凝土、软岩及土体的变形在某种程度上都会随时间逐渐增加，即具有蠕变特性。尤其是在采煤、石油等工程中的软岩和盐岩，其蠕变特性十分明显，对工程结构的稳定性有重要的影响。混凝土蠕变特性的研究进展也备受关注。因此，本章对 ABAQUS/Standard 的蠕变模型进行重点介绍。ABAQUS/Standard 中的蠕变模型是与塑性模型联系在一起的，例如在帽盖塑性和帽盖硬化塑性模型中，就可以通过定义蠕变流动势函数及相应的曲线点数据来给定用户定义的蠕变模型。相关的弹性行为要求必须是各向同性的。在修正的 Drucker-Prager 帽盖模型中定义的蠕变行为只有在进行土的固结、耦合的热变形分析及准静态行为分析时才被激活。

#### 1. 蠕变的描述

对于蠕变的描述，ABAQUS/Standard 提供了两种机理：一个是粘聚机理，它是剪切塑性失效型的；另一种是固结机理，它在帽盖塑性条件下发生。两种机理分别对应两种不同的加载条件，图 6-1 给出了在应力空间中不同的蠕变机理对应的应力空间区域。

#### 2. 等效蠕变面和等效蠕变应力

首先考虑粘聚蠕变。定义一个蠕变发生的应力面，这个面上的应力值为等效蠕变应力。蠕变面与塑性屈服面可以重合。在图 6-1 所示的  $p-q$  平面上，等效蠕变面可以移动到与屈服面平行的面上。ABAQUS/Standard 要求用单轴试验确定剪切蠕变特性。等效剪切蠕变应力  $\bar{\sigma}^c$  的计算式如下：

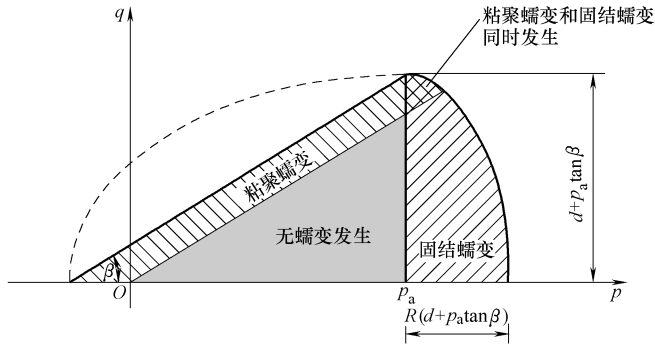


图 6-1 应力空间中不同的蠕变机理对应的应力空间区域( I )

$$\bar{\sigma}^{\text{cr}} = \frac{q - p \tan \theta}{1 - \frac{\tan \beta}{3}} \quad (6-1)$$

这里要求 $\bar{\sigma}^{\text{cr}}$ 为正, 图 6-2 为公式的图示。

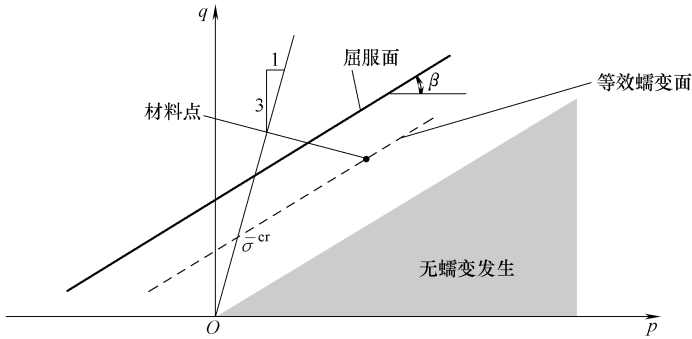


图 6-2 应力空间中不同的蠕变机理对应的应力空间区域( II )

固结蠕变与超过临界值 $p_a$ 的静水压力有关。有效蠕变应力 $\bar{p}^{\text{cr}}$ 为 $p$ 轴上相应压力值为 $\bar{p}^{\text{cr}} = p - p_a$ 的点。这个值在单轴蠕变应变率的定义中用作驱动力变量。当压力为正值时, 计算得到的蠕变体积应变为正, 而在张量运算中, 正的压力产生的体积蠕变应变为负(即压缩的)。

### 3. 蠕变应变率

由剪切引起的蠕变应变率的计算与修正的 Drucker-Prager 模型中的蠕变应变率的计算类似, 是由一个双曲线型的势函数决定的, 即

$$G_s^{\text{cr}} = \sqrt{\left(0.1 \frac{d \tan \beta}{1 - \frac{\tan \beta}{3}}\right)^2 + q^2 - p \tan \beta} \quad (6-2)$$

这个势函数是光滑的连续函数, 这样蠕变应变率的方向就是单值的、确定的。在高侧压力作用下, 这个势函数趋向于与剪切屈服面平行, 并且与静水压力

轴成直角。图 6-3 给出了一族在应力子午面上定义的双曲线型的蠕变势函数。在  $\pi$  平面上定义的 *Mises* 型的蠕变势函数是一个圆。

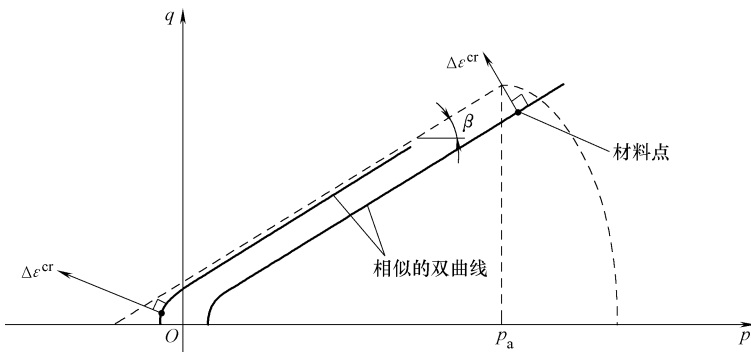


图 6-3 在应力子午面上定义的双曲线型的蠕变势函数

由固结引起的蠕变应变率的计算所采用的势函数类似于帽盖屈服面：

$$G_s^{\text{cr}} = \sqrt{(p - p_a)^2 + R_q^2} \quad (6-3)$$

剪切蠕变函数与等效蠕变屈服面不相同意味着材料的刚度阵是不对称的，因此必须使用非对称矩阵求解算法。这种情况称为非关联的流动。

由于蠕变应变率的复杂性和多样性，工程上很多时候采用用户子程序 CREEP 来定义蠕变应变率，这一过程通常使用等效的单轴行为描述来实现。在某些简单情况下，可以采用输入数据的方法来定义蠕变应变率。

1) 如果使用用户子程序来定义蠕变应变率，那么相应的 INP 文件中要包含下列语句：

\* CAP CREEP, MECHANISM = COHESION, LAW = USER

或

\* CAP CREEP, MECHANISM = CONSOLIDATION, LAW = USER

也可以在 CAE 界面定义蠕变应变率，其操作为：

Property module: material editor: Mechanical → Plasticity → Cap Plasticity:

Suboptions → Cap CREEP: Law: User, Mechanism: Cohesion

Suboptions → Cap CREEP: Law: User, Mechanism: Consolidation

2) 时间硬化的幂蠕变应变率。对应剪切蠕变，幂蠕变应变率为

$$\dot{\bar{\epsilon}}^{\text{cr}} = A (\bar{\sigma}^{\text{cr}})^n t^m \quad (6-4)$$

式中， $\dot{\bar{\epsilon}}^{\text{cr}}$  是等效蠕变应变率； $\bar{\sigma}^{\text{cr}}$  是等效剪切蠕变应力； $t$  是总时间； $A$ 、 $n$ 、 $m$  是蠕变材料的参数（可以是温度等的函数）。

对于固结蠕变，用有效蠕变压力  $\bar{p}^{\text{cr}}$  代替上述  $\bar{\sigma}^{\text{cr}}$  即可。在 ABAQUS 中的输入语句，当采用 INP 文件输入时，有：

\* CAP CREEP, MECHANISM = COHESION, LAW = TIME

\* CAP CREEP, MECHANISM = CONSOLIDATION, LAW = TIME

当采用 CAE 界面输入时, 其操作为:

Property module: material editor: Mechanical → Plasticity → Cap Plasticity:

Suboptions → Cap CREEP: Law: Time, Mechanism: Cohesion

Suboptions → Cap CREEP: Law: Time, Mechanism: Consolidation

3) 应变硬化的幂律形式。与时间硬化相对应, 应变硬化的幂律的率形式为

$$\dot{\bar{\varepsilon}}^{cr} = \left\{ A (\bar{\sigma}^{cr})^n [ (m+1) \bar{\varepsilon}^{cr} ]^m \right\}^{\frac{1}{m+1}} \quad (6-5)$$

当用于处理固结蠕变问题时, 用  $\bar{p}^{cr}$  代替  $\bar{\sigma}^{cr}$  即可。上式中的  $A$  与  $n$  的值均为正值, 且  $-1 < m \leq 0$ , 否则不真实。应变硬化幂律模型的 ABAQUS 输入语句, 如果是 INP 文件输入则有:

\* CAP CREEP, MECHANISM = COHESION, LAW = STRAIN

或

\* CAP CREEP, MECHANISM = CONSOLIDATION, LAW = STRAIN

在 CAE 界面输入时则要进行以下操作:

Property module: material editor: Mechanical → Plasticity → Cap Plasticity:

Suboptions → Cap CREEP: Law: Strain, Mechanism: Cohesion

Suboptions → Cap CREEP: Law: Strain, Mechanism: Consolidation

ABAQUS 中还有 Singh-Mitchell 蠕变模型, 应用不如前两个广泛, 此处省略。

需要说明的是, 参数  $A$  的取值与蠕变应变率的时间单位有关(比如可以是 s, 也可以是年, 相差的量级很多)。  $A$  可以取很小的值, 但当  $A$  小于  $10^{-27}$  时, 在材料计算时会出现较大的数值误差, 因此建议选取时间单位要避免出现  $A$  值过小的情况。

#### 4. 蠕变积分格式

ABAQUS 蠕变积分格式可以分为解析积分和隐含积分两种格式。

#### 5. 蠕变模型的选取

幂形式的蠕变模型由于简单易用而广受用户青睐, 但它的使用范围也有限。一般来说, 当应力基本保持不变时宜用时间硬化模型; 当应力在分析过程中变化比较大时宜选应变硬化模型。在高应力区, 如裂纹尖端, 蠕变应变率是应力的幂函数, 此时双曲线-正弦蠕变应变率是应力的幂函数。在低应力区, 蠕变应变率更符合幂硬化律。这里所谓的高应力区指的是  $\sigma/\sigma^0 \gg 1$  的区域,  $\sigma^0$  为屈服应力。

上述模型不能用于循环载荷下的蠕变模拟。一般来说, 在处理循环载荷下的蠕变问题时要使用用户子程序 CREEP 和 UMAT 来实现。

## 6.2 蠕变模型参数选取

蠕变模型参数通常来源于试验或者实测资料。如何根据试验曲线确定这些参数是一个比较重要的技术问题：如果参数取值合理，则解答准确的可能性就高；如果模型参数质量差，则结果的准确性就一定差。

图 6-4 是一个盐岩圆柱试件蠕变试验结果曲线，图中标出了试验的侧压力、温度、加载应力变化幅度等各种条件。横轴是时间，纵轴是蠕变应变。

由于要分析的问题是溶解开采引起的岩石变形，分析过程中开采引起的应力变化很大，因此计算时选用了幂形式的应变硬化蠕变模型。

接下来要在试验曲线上选取原点以外的 3 个点，3 个点处的斜率可以近似作为该点的蠕变应变率，从而参考式(6-4)可以建立 3 个方程，求得 3 个待定系数  $A$ 、 $n$  和  $m$ 。

根据图 6-4 求得的上述蠕变模型参数为

$$A = 10^{-21.8}, n = 2.667, m = -0.2 \quad (6-6)$$

从而可以确定相应的蠕变模型为

$$\dot{\bar{\sigma}}_{cr} = \frac{10^{-5.8} \bar{\sigma}_{eq}^{2.667}}{t^{0.2}} \quad (6-7)$$

式中， $\bar{\sigma}_{eq}$  是 Mises 等效应力。为了避免  $A$  的取值过小引起数值计算误差，这里  $\bar{\sigma}_{eq}$  的单位取 MPa，时间单位取年。

为了初步检验模型的正确性，有必要对上式进行积分，然后作出  $\bar{\varepsilon}^{cr}-t$  全量形式的曲线，再与试验曲线进行比较。这里首先需要确定 Mises 等效应力  $\bar{\sigma}_{eq}$  的值。由图中标注可知，侧压力为 20MPa、压力差为 12MPa，此时 Mises 等效应力的值约为 7MPa。将  $\bar{\sigma}_{eq} = 7\text{MPa}$  代入上式，对时间积分可得

$$\bar{\varepsilon}^{cr} = \frac{10^{-5.8} t^{0.8} \bar{\sigma}_{eq}^{2.667}}{0.8} \quad (6-8)$$

相应的图形如图 6-5 所示。

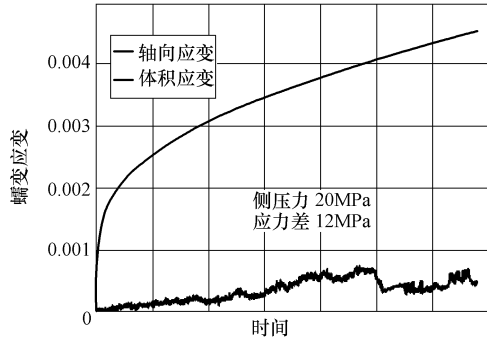


图 6-4 蠕变的试验曲线

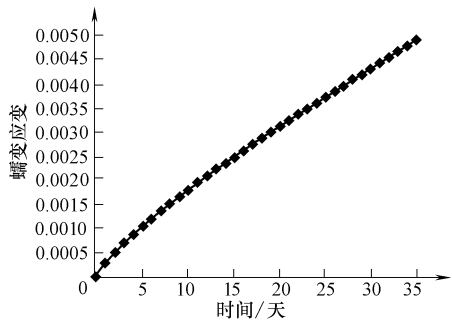


图 6-5 由式(6-8)求得的蠕变曲线

对比图 6-4 与图 6-5，发现图 6-4 试验曲线在前 5 天以内变形初期的蠕变应变速率很高；在 5 天以后的加载后期则趋于平稳。图 6-5 的近似简化模型曲线与试验曲线相比，在初期差别较明显；在变形后期则很接近。由于本章算例涉及的时间跨度为 3.5 年，远远大于 5 天的初期阶段，因此简化模型在大部分时间段上满足要求，可以说是一个合理的模型。

### 6.3 实例：地下储库施工引起的岩体弹塑性蠕变及套管变形数值模拟

#### 1. 工程背景

天然气在现代社会能源消耗中所占比重日益增加，在北美地区达到 40% 左右。与地面储藏方式相比，地下储藏具有安全性高、经济性好的优点。所谓地下储藏天然气就是在具有良好蠕变特性的岩盐层中，使用溶解开采手段，“溶化”出一个巨大的储藏室，之后注入高压的液体天然气，储存起来。这个技术自 20 世纪 60 年代出现以来发展迅速，目前国内外有多个天然气地下储藏基地。每一个基地有几十至上百个相邻的、相互独立的液体天然气储藏洞室。一般来讲，蠕变性能良好的岩盐经过若干年的时间之后，围岩中的各种缝隙会自然闭合，从而使得整个围岩体系具有良好的密封性，保证不会发生天然气泄漏。然而，岩盐的蠕变有时会对输送/导出天然气的套管造成损坏，从而影响系统的正常运作。

本算例对某天然气储藏基地的一个储藏库进行三维粘弹塑性有限元模拟，分析整个围岩体系在岩石开挖阶段的应力与变形及套管相应的变形，找出可能的破坏区和相应的破坏时间，并对施工完成后岩体的稳定性作出评价。

由于岩石蠕变特性的影响，与时间有关的岩土工程施工过程模拟比较复杂。本研究涉及到的非线性主要是材料的非线性，即塑性和蠕变。下面分别介绍问题求解所用的几何模型和建模方法、网格和分网操作、边界条件、本构模型及其参数录入，以及数值结果图形后处理等细节内容。

#### 2. 几何模型、网格及边界条件

图 6-6 和图 6-7 是模型示意图。

从图 6-6 看出，洞穴的平面形状类似于足球场，两端是半圆形的，圆心处为两个注水的井口，热水从这里注入地下，从而溶化地下盐岩层，造出空腔，用于储气。图 6-7 的柱形图给出了沿深度不同地

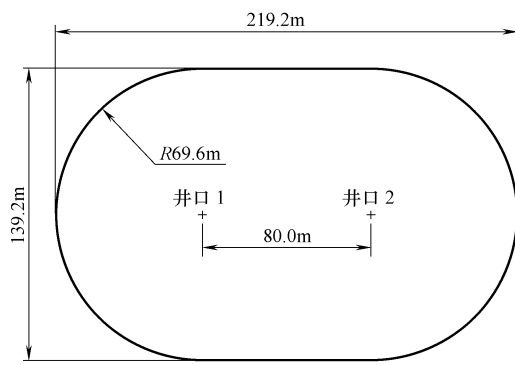


图 6-6 模型平面图



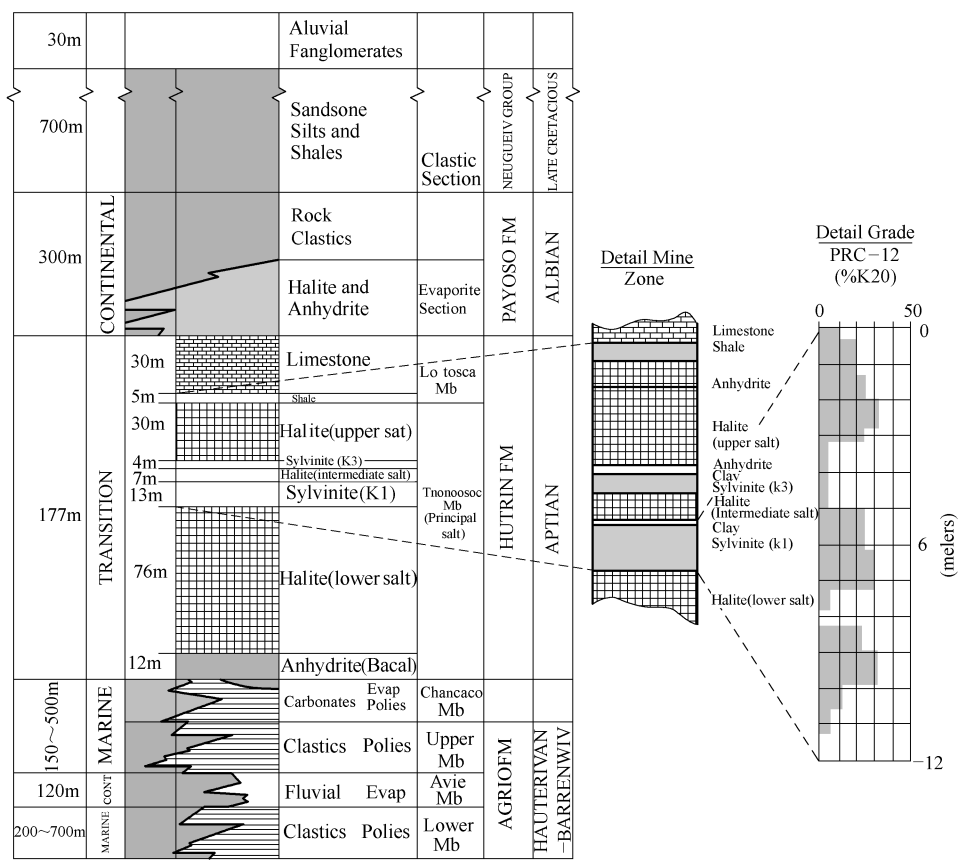


图 6-7 岩层分布深度柱形图

层的材料变化情况。由于结构有  $XOZ$  和  $YOZ$  两个对称面，计算中可以只取  $1/4$  结构进行离散。结构整体网格如图 6-8 所示，总共采用了 13916 个节点、11828

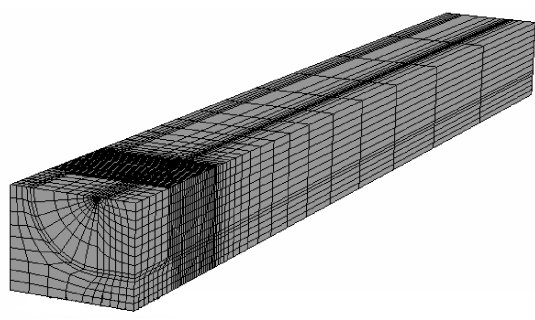


图 6-8 模型网格图

个 8 节点长方体单元对结构进行离散。整个结构从上到下全长 1188m，含有 6 个不同的岩层构造，分别为：上部弹性层(1025m 厚)，凝灰岩层(30m 厚)，页岩层(5m 厚)，钾盐层(40m 厚)，含磷岩层(12m 厚)，钾盐层(76m 厚)。结构的长和宽分别为 140m 和 105m。储藏洞室选在 1100m 深度处的蠕变性能良好的含磷岩层。图 6-9 给出了施工结束时储藏洞室的结构形状示意图，两端呈半圆形，中间呈矩形，洞室内净高为 12m。洞室中间井孔轴线的下部有一个初始融化产生的深 10m、直径为 10m 的凹坑。为了清楚起见，图 6-9 中隐去了上部的弹性层，只显示下部的岩层构造。

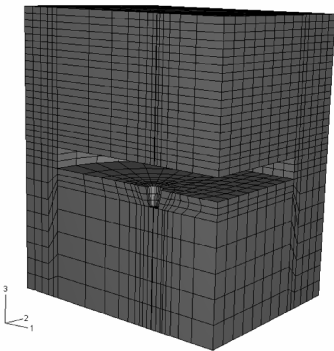


图 6-9 模型内部形状示意图

模型中用于输水的套管尺寸为外径为 0.194m、内径为 0.172m，套管与岩石之间有摩擦接触的相互作用。上水管和注水管相距 80m。图 6-9 中只给出了注水管的位置，水管在被对称性简化去掉的那一部分上。在溶化开采施工时，围岩融腔表面的液体压力为注入的高压水压力，其值为 13MPa；施工结束时这个压力变为储存的液体天然气的压力。由于施工表面上始终作用着常量液压，这个问题的数值模拟相当于一个计算力学中的移动边界问题，数值计算时与一般的洞室开挖如隧道施工等相比有较高的难度。本例结合 ABAQUS 的 \* Internal Surface 模型来施加这个水压力。这个水压力的作用有两个：一是溶解岩层，二是支护岩层。计算时在开挖步施加之前，提前在预计开挖到的表面上施加了水压力。边界条件分别为：对 4 个侧面施加了各面法向的单向位移约束，下底面施加了  $z$  向约束，上表面自由。施工的具体模拟步骤为：①施加地应力；②移出套管和水泥环单元形成表面自由的井孔，然后再植入套管和水泥环单元，并在套管单元内表面施加液体压力；③在给定的施工面(内腔面)上施加液体载荷，移出融化开挖掉的单元；④重复执行步③，模拟整个洞穴的溶化开采过程。为了保证计算稳定，整个融化开挖采用了 20 个开挖步模拟融化开挖过程。

1) 施加地应力。初始地应力的构造采用了结合实测结果(施工层竖向地应力分量实测为 25MPa)、预加沿竖向分段线性的  $z$  向应力分量  $\sigma_z$ 、分层取侧应力系数，然后施加  $z$  向体积力的方法，采用初始条件中的地应力项构造平衡的初始地应力场。岩盐层的侧压力系数取 0.99，其他岩层的侧压力系数取 0.85。这样构造的初始应力场比仅采用重力法构造的应力场所对应的位移场和应变场要好得多。在 inp 文件中的语句为：

\*\*

\*\* 在分析步的前面首先施加初始地应力：

```

* INITIAL CONDITIONS,TYPE = STRESS,GEOSTATIC
part-1-1. SET-HALITE -3, -27436315.2,0, -25834995.2,76,0.99,0.99,
part-1-1. SET-SYLVINITE -2, -25834995.2,76, -25590387.2,88,0.99,0.99,
part-1-1. SET-HALITE -2, -25590387.2,88, -25442897.2,95,0.99,0.99,
part-1-1. SET-SYLVINITE, -25442897.2,95, -25381745.2,98,0.99,0.99,
part-1-1. SET-HALITE, -25381745.2,98, -24728575.2,129,0.99,0.99,
part-1-1. SET-SHALE, -24728575.2,129, -24602155.2,134,0.85,0.85,
part-1-1. SET-LIMESTONE, -24602155.2,134, -23843635.2,164,0.85,0.85,
part-1-1. SET-CLASTICS, -23843635.2,164,0,1188,0.85,0.85,
**

```

在第一个分析步中施加相应的体积力、模拟重力，以平衡初始地应力，语句为：

```

** Name:GRAVITY -1 Type:Gravity
* Dload
part-1-1. SET-CLASTICS,BZ, -23284.8
part-1-1. SET-LIMESTONE,BZ, -25284
part-1-1. SET-SHALE,BZ, -25284
part-1-1. SET-HALITE,BZ, -21070
part-1-1. SET-SYLVINITE,BZ, -20384
part-1-1. SET-HALITE -2,BZ, -21070
part-1-1. SET-SYLVINITE -2,BZ, -20384
part-1-1. SET-HALITE -3,BZ, -21070

```

在给定的位移边界约束下，模型中承受初始地应力的岩层的初始位移很小，小于1mm，对计算结果影响甚微，本例中忽略不计。

2) 井孔模拟的相关操作语句。涉及井孔的操作包括：①移出套管和水泥环单元；②形成具有自由表面的井孔后再植入套管和水泥环单元；③在套管单元内部表面施加液体压力。具体如下：

```

**
** STEP:REMOVE
**
* STEP,NAME = REMOVE
* STATIC
1.,1.,1E-05,1.
* MODEL CHANGE,REMOVE
PIPE,CONCRETE

```

```
* END STEP
```

```
**
```

这里把“移出井孔处的套管和水泥环单元”作为一个单独的分析步是为了模拟钻孔过程。钻孔之后，围岩收缩，由此形成的井壁内表面没有内压力。在此之后，实际工程操作是将没有初始应变的套管自由地植入直径稍大的井孔，然后浇注混凝土固井。因此，下面的套管和混凝土保护环相关单元植入时设为 strain free 状态。

```
** STEP;Step-add
```

```
**
```

```
* STEP, NAME = STEP-ADD
```

```
* STATIC
```

```
0.01, 1., 1E-05, 1.
```

```
**
```

```
** LOADS
```

```
**
```

```
* MODEL CHANGE, ADD = STRAIN FREE
```

```
PIPE, CONCRETE
```

```
**
```

```
** LOADS
```

```
**
```

```
** Name: load-pressure type: pressure
```

```
* DSLOAD, OP = NEW
```

```
_PICKEDSURF279, P, 1.328E + 07
```

```
** NAME: SURFFORCE-1 TYPE: PRESSURE
```

```
* DSLOAD, OP = NEW
```

```
PART-1-1. PIPE-SURF, HP, 1.328E + 07, 1188., 88.
```

```
** Name: gravity-1 type: gravity
```

```
* DLOAD
```

```
CONCRETE, BZ, -23520.
```

```
**
```

上述过程中，在激活单元的同时，给套管和混凝土单元施加了重力，最后施加了套管内表面液体压力。

3) 在给定的溶解施工面(内腔表面)上施加液体载荷。这个操作比较复杂。首先要使用 internal surface 命令定义建立在模型内部的所谓内部表面。下面给出了最初的溶解开采初始洞穴 Cavern-Center 时的内表面操作命令：

```

* Elset, elset = _CAVERN-CENTER-SURFS _S1, internal, instance = PART-1-1
428, 429, 430, 434, 435, 436, 437, 438, 439, 440, 441, 442, 443, 444, 445, 446
447, 1494, 1495, 1496, 1497, 1498, 1499, 1500, 1501, 1502, 1503, 1504, 1505,
1506, 1507, 1508
1509, 1510, 1511, 1512, 1513, 1514, 1515, 1516, 1517, 1518, 1519, 1520, 1521,
1522, 1523, 1524
1525, 1526, 1527, 1528, 1529, 1530, 1531, 1532, 1533, 1534, 1535, 1536, 1537,
1538, 1539, 1540
1541, 1542, 1543, 1544, 1545
* Surface, type = ELEMENT, name = CAVERN-CENTER-SURFS
_CAVERN-CENTER-SURFS _S1, S1
_CAVERN-CENTER-SURFS _S2, S2
_CAVERN-CENTER-SURFS _S3, S3
_CAVERN-CENTER-SURFS _S5, S5

```

然后才能在载荷步中向内部表面施加分布面载荷，即溶解开采的液体产生的压力：

```

**
** LOADS
**
** Name: SURFFORCE-2      Type: Pressure
* Dsload, op = NEW
CAVERN-CENTER-SURFS, P, 1.328e + 07
**
这时所在的分析步就要考虑岩石的蠕变效应。相应的分析步定义为：
**
* Step, name = cavern-mining, amplitude = RAMP, inc = 1000, nlgeom = YES, un-
symm = YES
* Visco, cetol = 0.1, CREEP = explicit
0.01, 100., 1e-15, 100.
**
* MODEL CHANGE, REMOVE
CAVERN-center
**

```

值得注意的是，由于塑性问题的收敛性有时候不能保证，这时就需要采用多

个分析步,使用 \* restart 语句进行接续运算。因此,结果输出的操作中加入相关的数据操作是必要的:

```
** OUTPUT REQUESTS
**
* Restart, write, frequency = 1
**
```

如果上述的 frequency = 0, 那么将不会输出中间结果的二进制文件, 计算时所用的硬盘空间会较节省, 但是如果一个分析步迭代不收敛的话就得改进数据后重新从 0 开始再次计算。对于多分析步的岩土工程弹塑性分析而言, 预先输出中间结果以备重新启动分析使用的做法将节省更多的计算成本。

### 3. 材料模型

计算采用的本构模型为: ①上部弹性层取为线弹性模型; ②凝灰岩; ③页岩取为遵守 Mohr-Coulomb 条件的摩擦塑性材料; ④钾盐层和含磷岩层取为遵守 Druck-Prager 条件的粘弹塑性材料。它们的率形式的幂硬化蠕变本构方程为

$$\dot{\bar{\epsilon}}^{cr} = A \bar{\sigma}_{eq}^n t^m \quad (6-9)$$

式中,  $\dot{\bar{\epsilon}}^{cr} = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\epsilon}^{cr}$ ;  $\dot{\epsilon}^{cr}$  是等效蠕变应变率,  $\dot{\epsilon}^{cr}$  是蠕变应变率张量;  $\bar{\sigma}_{eq}^n =$

$\sqrt{\frac{1}{2} \sigma' : \sigma'}$  是 Mises 等效应力;  $\sigma'$  是偏应力张量;  $t$  是时间。

模型中套管材料高强结构钢的模型为理想弹塑性, 初始屈服强度取 800MPa。

### 4. ABAQUS 计算结果

采用上述力学模型, 利用 ABAQUS 建立计算模型并求解, 得到如下计算结果:

(1) 洞室围岩变形 图 6-10a 给出了计算得到的岩石中竖向位移分量分布图。施工层的顶板有一定程度的下沉变形, 而地板则在地应力的作用下有一定程度的鼓起。经过约 3 年的时间, 位移场趋于稳定。这表明整个围岩体系是稳定的。图 6-10b 给出了计算得到的岩石中沿路径 A—B 的竖向位移分量  $U3$  随深度而变化的情况。上部弹性岩层及灰岩、页岩层的变形不大, 而在钾盐层竖向位移随深度变化较大。这个变形增加能够使岩盐层形成很好的封闭。

(2) 岩石应力 图 6-11 给出了计算得到的岩石中的竖向应力分量分布图。从图 6-11 可以看出, 在靠近工作面的顶板和底板岩层中出现了一定的拉应力区。拉应力区之外为拱形的压应力区。这个“压力拱”内的所有裂纹将会闭合, 从而将保证围岩的密封性, 因此这一“压力拱”对整个围岩结构的力学性能有重要作用。

(3) 岩石塑性区 图 6-12 给出了计算得到的岩石中的竖向非弹性应变分量

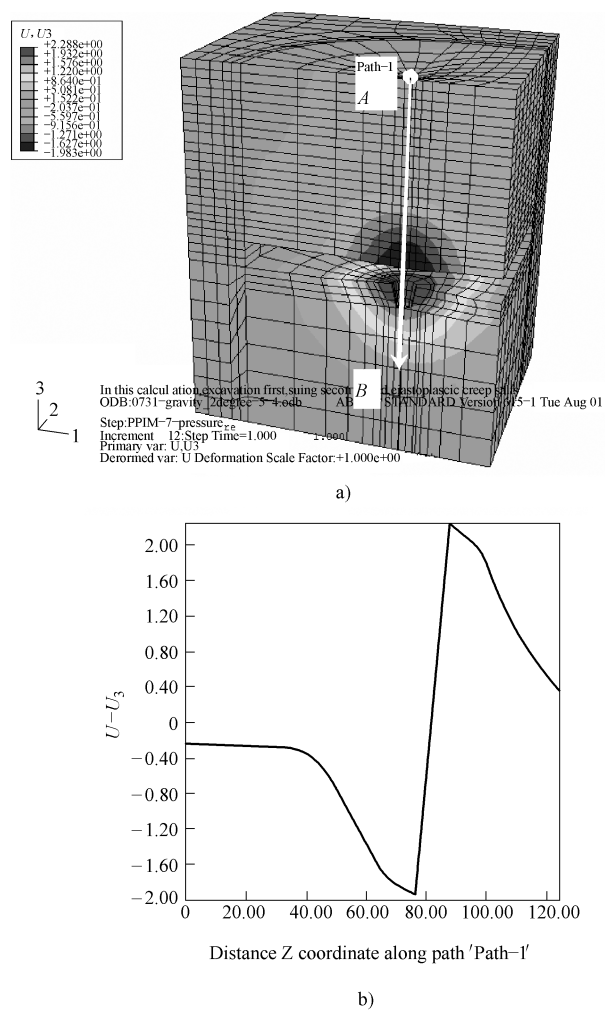


图 6-10 竖向的位移分量场及其随深度的变化

a) 沿竖向的位移分量  $U_3$  场 b)  $U_3$  随深度的变化曲线

$\varepsilon_{33}^{ie}$  的分布图。这里的非弹性应变分量实际上是相应的塑性应变分量与蠕变分量之和，即  $\varepsilon_{33}^{ie} = \varepsilon_{33}^p + \varepsilon_{33}^{creep}$ 。从图 6-12 中可以看出，在工作面中心、与表面一定距离处非弹性应变分量  $\varepsilon_{33}^{ie}$  达到最大值。

(4) 套管竖向应力 图 6-13 给出了计算得到的套管中下部 80m 套管段的竖向应力分量分布图。套管全长 1100m。为了突出重点，这里仅取下部 80m 进行分析、显示。从图 6-13 中可以看出，80m 的管段大部分单元的应力接近或达到初始屈服强度 800MPa。

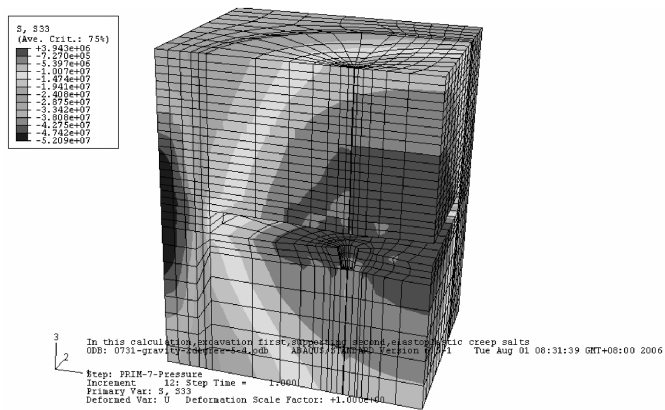


图 6-11 竖向的应力分量场

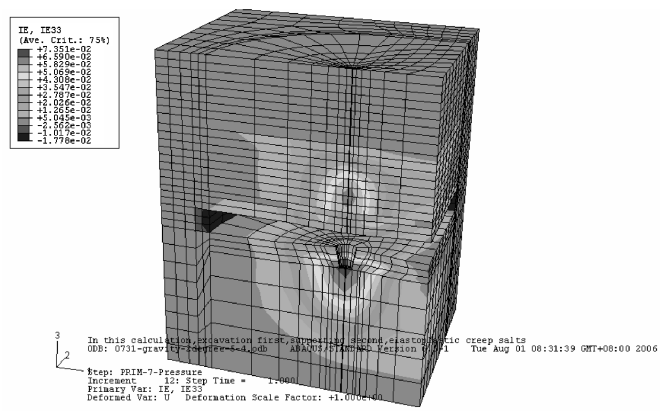


图 6-12 竖向的非弹性应变分量场

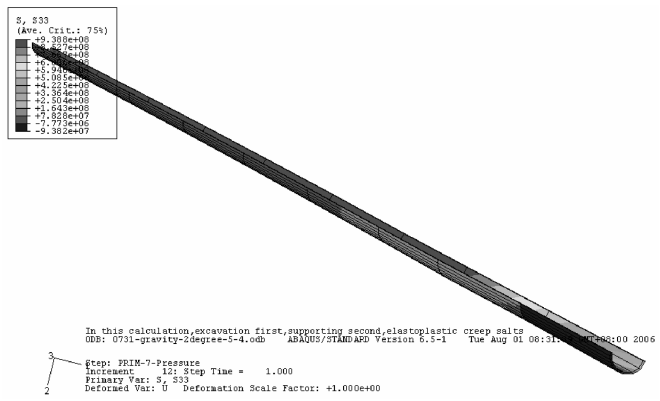


图 6-13 套管竖向的应力分量场



(5) 套管下端竖向位移  
图 6-14a 给出了计算得到的套管中下部 30m 套管段的竖向应力分量分布图。图 6-14b 给出了套管下端 80m 管段上各点的竖向位移随深度变化的情况。

从图 6-14 可以看出，套管下端由于岩石的挤压和下沉的联合作用，产生了较大的竖向位移。这个位移是由岩盐的蠕变和向下牵拉联合作用引起的。

(6) 套管下端 80m 的塑性应变  
图 6-15 给出了套管下部 80m 管段上各单元的等效塑性应变的分布情况。从图中看出，经过约 3 年的时间后，由于岩石的挤压和下沉牵拉的联合作用，原设计套管下部管段全部进入了塑性应力状态。

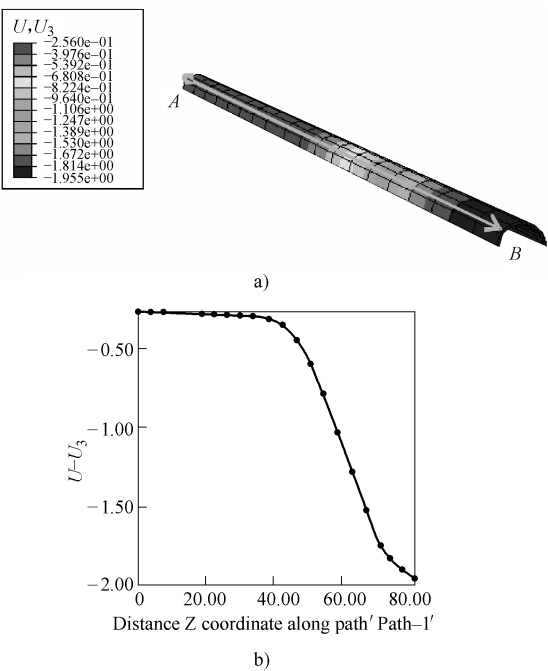


图 6-14 套管下端 80m 的竖向位移场  
a) 沿套管竖向的 AB 路径上的位移分量  $U_3$  场  
b)  $U_3$  随深度的变化

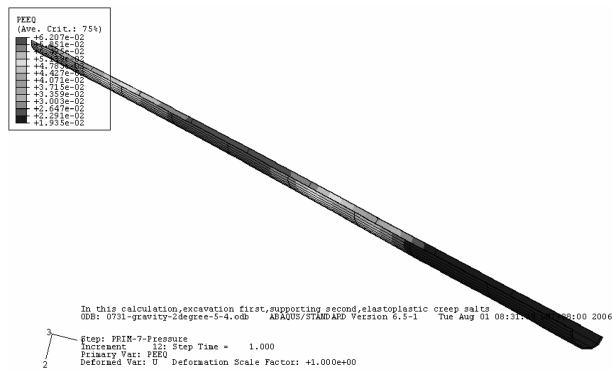


图 6-15 套管下部 80m 管段上等效塑性应变场

## 6.4 小结

本算例对某天然气储藏基地的一个储藏库进行了三维粘弹塑性 ABAQUS 有

限元模拟，分析了围岩体系在岩石开挖阶段的应力与变形，以及套管相应的变形。数值结果表明，经过 3 年的溶解开挖施工后，围岩能够形成以“压力拱”为特征的稳定的上覆岩体自承体系，说明储藏洞室的设计是合理可行的。另外，原有设计的输水套管的下部管段在 3 年的岩石洞室开挖施工后发生了较大的塑性变形。这一点与实际工程中观察到的现象相吻合。因此有必要采取特殊措施，增加该管段的强度。同时还应采取措施削减管段受到的来自围岩的挤压和向下牵拉作用。

## 第7章 储层压实致套管损坏 机理数值模拟

本章内容基于为某油井储层压力降低导致套管损坏进行的二维弹塑性变形与渗流耦合有限元数值模拟，旨在检验、验证储层压力下降导致套管损坏的可能性、严重程度，以及损坏位置点。由于缺乏横向的地质构造资料，分析中没有考虑储层倾斜构造可能给套管损坏带来的影响，取储层构造为理想水平层。数值模型考虑了套管储层位置的弱化，同时考虑了储层压力降低导致的储层砂石层变形对渗流的影响。数值结果表明：

- 1) 生产压差越大，套管受轴向力影响越大；适当控制压差，可以起到保护套管的作用。
- 2) 靠近井筒处储层及其以上部分地层会产生较大的沉降量，易导致套管因不能承受轴向压缩而发生塑性破坏。
- 3) 水平储层结构对应的套管损坏位置一般在储层高度位置上。

### 7.1 引言

国内外各个油田的油井在经过一个时期的原油开发后，均会出现套管损坏现象。套管损坏主要是由长期抽油造成储层压力下降所引起的油藏和地面发生沉降造成的。资料表明，套损问题已成为国际上各油田亟待解决的问题。不同油田、不同区域套损机理不尽相同，目前还没有十分有效的措施来预防和彻底消除套管损坏现象。

从大庆油田得到的调研数据表明<sup>[1-6]</sup>，截止到2001年底，发现套管问题井8312口，2001年套损井超过800口；截止到2003年底，累计套管损坏井9135口，套损井数量居高不下。大庆油田套管井损坏的类型主要有变形、错断、破裂、拔不动、外漏等。从历年套损情况看，套管损坏的主要形式是变形和错断。在套损发生高峰年，变形井在套损井中所占的比例较高：1986年约占39%，而近三年套管变形井分别占总套损井的60%、50%和59.7%。“九五”期间第二次套损高峰期与“七五”期间第一次套损高峰期特点完全不同。第二次套损高峰期持续时间长，套损井数多，油层部位损坏明显增加。加密井网的套损井数比基础井网增加的速度快，成片套损增加，外围低渗透油田随着开采时间套损井数增加。针对日趋严重的套损现象，国内外的研究工作者开展了大量的套损机理研究

工作，其中 Bruno<sup>[7]</sup>、Bradley 及 Chia<sup>[8]</sup>等开展了一系列研究工作，在系统研究孔隙坍塌试验的基础上，建立了地质沉降模型研究地层沉降过程。而 Wilson、Perking 和 Striegler<sup>[9]</sup>则建立了套损的简化模型，利用杆的轴向屈曲分析了套损现象。我国学者针对该问题在力学机理和止损措施方面也作了大量的研究。高春光<sup>[10]</sup>研究了储层渗流问题及其相应的对套管的影响，曾德智<sup>[11]</sup>针对流变地层条件研究了相关的套损问题。

本文结合文献资料，对油压下降导致的储层压实所致套管损坏的变形与渗流耦合力学机理进行数值模拟，并对套损原因的细节进行分析。

7.2 几何模型及材料参数的确定

在文献中岩性柱状图<sup>[2,3]</sup>的基础上，忽略较薄储层和泥岩层，得到如图 7-1 所示的几何模型。

为了模拟储层压实所致套管损坏的力学行为，该模型中共采用了 7 种材料，分别为套管钢材、水泥环水泥、储层处透水的水泥材料、泥岩、泥岩-砂岩互层材料、储层处有孔透水的套管钢材、储层砂岩。其材料基本参数见表 7-1。这里的泥岩、砂岩、储油砂岩、泥-砂互层材料、套管钢材、透水的水泥材料共 6 种材料取弹塑性材料，其中的岩石类采用 Mohr-Columb 屈服准则。考虑到水泥环刚度比较小，为了简



图 7-1 几何模型

化计算，将其视为弹性材料，这样的简化对结果精度影响不大，但却能省去很多的弹塑性迭代次数。考虑到本研究的目的是分析储层压力降低引起的套管损坏问题，因此透水的套管钢材和透水的水泥材料的渗流系数都取为和储层一样大。这样会在保证不影响上部地层沉降引起套管塑性变形的前提下，缩短孔隙压力变化所需的计算时间(渗流系数的单位为年)。表中  $E$  为弹性模量， $k$  为渗流系数， $\mu$  为泊松比。

表 7-1 有限元模型材料参数列表

材 料 名 称	弹 性 属 性	非弹性属性			硬 化 参 数	
套管(1)	$E = 206\text{GPa}$	屈服应力	362MPa	362MPa	—	
	$\mu = 0.28$	塑性应变	0	1		
水泥(2)	$E = 40.1\text{GPa}$	密度	$\rho_c = 2.4\text{g/cm}^3$			
	$\mu = 0.23$					
透水水泥(3)	$E = 40\text{GPa}$	流体比重	0.81			
	$\mu = 0.23$	$k = 0.000306$	$e_1 = 0.23$			
		$k = 0.000310$	$e_2 = 0.3$			
泥岩(4)	$E = 16.5\text{GPa}$	密度	$\rho_{cl} = 2.5\text{g/cm}^3$		内聚力	塑性应变
	$\mu = 0.26$	内摩擦角	$\phi = 35^\circ$		$f_1 = 30\text{MPa}$	$\varepsilon_{1p} = 0$
		扩容角	$\varphi = 28^\circ$		$f_2 = 30\text{MPa}$	$\varepsilon_{2p} = 0.5$
砂泥岩层(5)	$E = 19.85\text{GPa}$	内摩擦角	$\phi = 35^\circ$		$f_1 = 30\text{MPa}$	$\varepsilon_{1p} = 0$
	$\mu = 0.22$	扩容角	$\varphi = 28^\circ$		$f_2 = 30\text{MPa}$	$\varepsilon_{2p} = 0.5$
透水管套(6)	$E = 209\text{GPa}$	$k = 0.0000306$	$e_1 = 0.23$		/	
		$k = 0.0000310$	$e_2 = 0.25$			
	$\mu = 0.2$	屈服应力	300MPa	300MPa		
		塑性应变	0	1		
		流体比重	0.81			
储层砂岩(7)	$E = 14.9\text{GPa}$	密度	$\rho_r = 2.2\text{g/cm}^3$		内聚力	塑性应变
	$\mu = 0.21$	内摩擦角	$\phi = 35^\circ$		$f_1 = 10\text{MPa}$	$\varepsilon_p = 0$
		扩容角	$\varphi = 28^\circ$		$f_1 = 10\text{MPa}$	$\varepsilon_p = 0.5$
		$k = 0.000306$	$e_1 = 0.23$		/	
		$k = 0.000310$	$e_2 = 0.25$			
		流体比重	0.81			

7.3 有限元网格及边界条件

计算中采用了二维轴对称模型模拟套管及其周围的岩石体，图 7-1 中左侧边界虚线为套管的中轴线。所取计算模型截面宽、高各为 400m，顶面对应深度为 598m。套管外径为 139.7mm，钢材代号 J55，壁厚为 7.72mm。储油层顶部设在深度为 970m 处。如图 7-2 所示，本模型共采用了 6798 个节点、6630 个 CAX4R 轴对称固体位移单元和 510 个渗流-位移耦合单元。泥岩设为不透水材料。除了

储层高度之外的模型侧面以及顶、底面边界，其他边界均设为不透水边界。储层侧面设为透水边界。底部边界设为固定位移约束边界。右侧边界为单向位移约束，即方向 1( $x$ )受约束，方向 2( $y$ )自由。上覆岩体的质量通过等效的均布面力来施加。左侧边界套管内部的液体压力载荷分为两部分：一部分是三角形分布的压力载荷，另一部分是从上面继承下来均布压力载荷。图 7-2 中字母 KB 为储层部位对应的渗流边界，PB 为套管内部的液体压力边界。

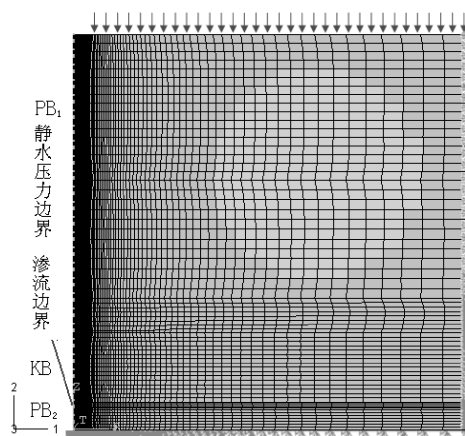


图 7-2 有限元模型网格及边界

### 1. 初始地应力

资料表明，采油末期砂岩中的最小孔隙压力  $P_p = 6\text{MPa}$ ；采油初期砂岩中的最大孔隙压力  $P_p = 15\text{MPa}$ 。计算竖向应力  $\sigma_v$  时用到的压力梯度为  $0.023\text{MPa/m}$ ，该模型顶部边界的上覆岩层压力为

$$\sigma_v = G_c H = 598\text{m} \times 0.023\text{MPa/m} = 13.8\text{MPa} \quad (7-1)$$

水平地应力的计算公式为

$$\sigma_h = (1 - k)(\sigma_v - P_p) + P_p \quad (7-2)$$

式中， $k = 1 - \sin\phi$ ， $\phi$  是岩石内摩擦角； $P_p$  是砂岩孔隙压力。

### 2. 渗流边界

对应采油初期的储层砂岩层渗流边界压力为  $15.82\text{MPa}$ ；经过 3.2 年的开采，采油末期的储层渗流边界压力为  $3.0\text{MPa}$ 。

### 3. ABAQUS 数值计算分析步的设置

1) 首先在没有套管和水泥环的情况下，施加地应力和重力载荷，并施加相应的边界约束，同时施加孔隙压力，形成最初的初始应力场。

2) 其次在模型中引入套管和水泥环，施加套管内表面的静水压力边界，形成钻井成形后的应力场。

3) 进行渗流与弹塑性变形耦合数值计算。初始 0.1 年内弹塑性变形与渗流耦合计算，生产压差设为 0，从而获得一个稳定的流场。

4) 最后进行时间段长度为 3.2 年的弹塑性变形与瞬态渗流耦合数值计算，获得套管塑性损坏状况。

## 7.4 弹塑性变形与瞬态渗流耦合计算结果及分析

### 1. 形成初始地应力场

首先进行初始地应力场计算。图 7-3 各图分别给出了不同应力分量场的云图。除切应力场以外,其他分量初始应力场均有明显的特征:自模型顶界向底部呈线性分布,尤其以  $\sigma_y$  分布特征表现最为明显。 $\sigma_x$  及  $\sigma_\theta$  均受左界的影响而出现了小幅度应力场变化。切应力场在模型底部由于受到的压应力( $\sigma_n < 0$ )较大,该处地层所受到的切应力  $\tau_{xy}$  较大,与云图 7-3d 完全一致。

### 2. 引入套管和水泥环并施加应力边界条件

在前一步计算的基础上,在有限元模型中通过 ABAQUS 的单元操作,引入套管和水泥环单元,并在套管内壁施加三角形载荷及静水压力边界,得到如图 7-4 所示的各应力场分布云图。由于受到井孔形成引起的单元数目减少、套管内部液压的施加和边界条件的影响,径向应力出现正值。其他应力分量各场在量值上有不同程度的变化。

### 3. 采油生产 3.2 年后井区岩层位移场、应力场及渗流压力场

为了反映不同采油生产年数后造成的储层压力下降导致的储层压实对套管造成的影响,图 7-5 示出了某油井后期生产阶段的应力各分量场和孔隙压力分布。这里忽略了岩石的竖向压力分布图。由图 7-5 可知,随着生产时间的增长,因孔隙压力降低造成储层压实。图 7-5a~c 分别表示压力平衡后,该井区地层应力场分布状况。图 7-5d 塑性区主要集中在井孔周围,由于网格较密显示不出来。图 7-5e 给出了开采后期的孔隙压力场,达到了设定的最低压力 3MPa,从而没有进一步的渗流活动。图 7-6 给出了储层位置高度上套管塑性变形网格和 Mises 等效应力分布。可以看出,由于储层孔隙压力下降,套管附近的储层岩石对套管的支撑能力下降,从而导致套管在轴向压缩载荷的作用下,容易产生径向扩张塑性变形。这一点将在后面有更详细的分析。图 7-7 给出了地层变形的矢量图。从图 7-7 中看出,随着储层压力的下降,储层上部地层内各点产生了比较明显的向着井孔中心的斜向下的位移;储层下部地层各点位移很小,不明显。

### 4. 储层深度上套管的位移场、应变场和应力场

为了分析储层压力下降对套管造成的影响,定义路径 AB: A、B 两点均位于储层段套管内壁上,其坐标分别为 A(0.0635, 32.375)、B(0.0635, 16.971),方向为 A→B,坐标的长度单位为 m。为了清楚显示套管壁上各点的应力和变形情况,详细分析套管损坏机理,图 7-8~图 7-11 给出了单独显示的套管内壁各点沿路径 AB 的位移、塑性应变及等效应力分布曲线。从图 7-9 看出,储层区段内套管下沉压缩量呈近似线性变化,最大下沉压缩量约为 9mm。图 7-10 给出了该段套管等效

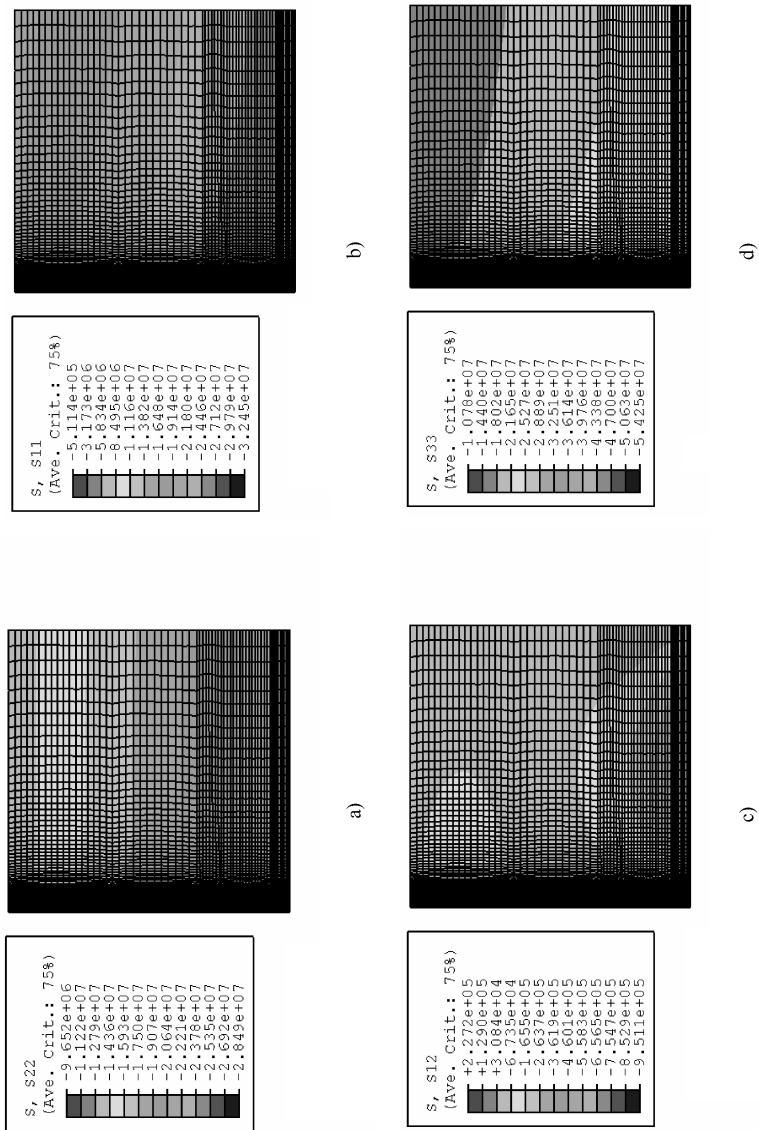


图 7-3 初始应力场  
a)  $\sigma_x$  分布图 b)  $\sigma_y$  (即  $\sigma_y$ ) 分布图 c)  $\tau_{xy}$  (即  $\tau_{xy}$ ) 分布图 d)  $\sigma_\theta$  分布图



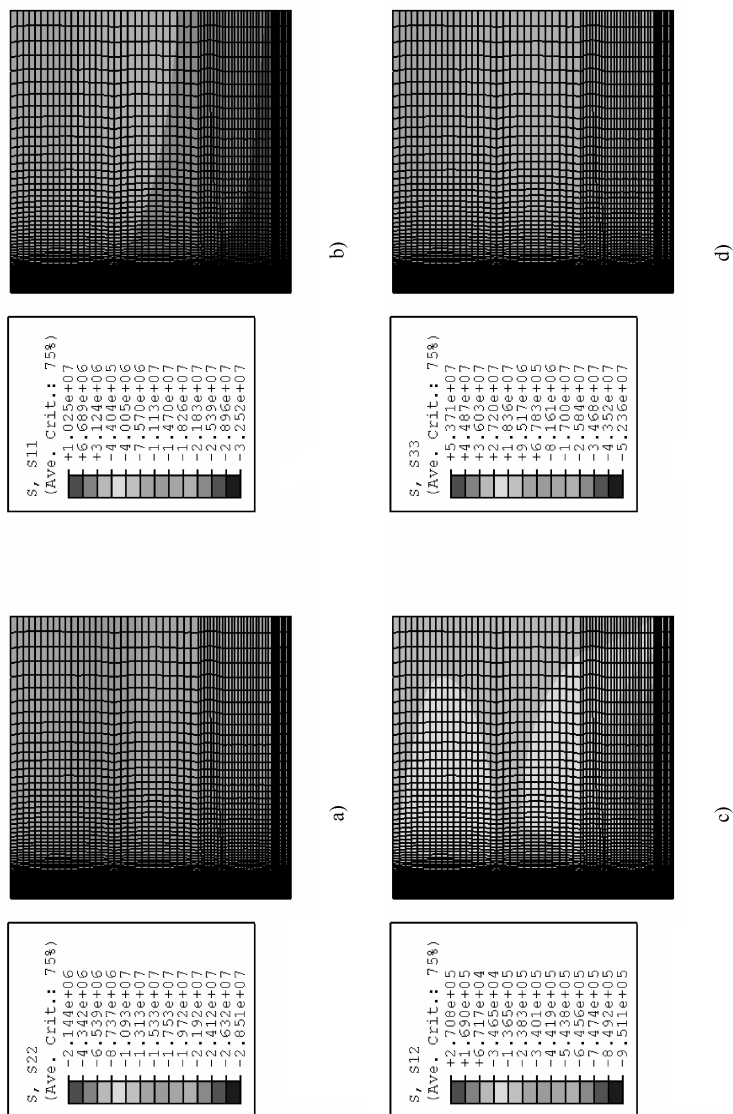


图 7-4 形成井孔之后的应力场(包括套管和岩石)  
a)  $\sigma_y$  分布图 b)  $\sigma_x$ (即  $\sigma_r$ )分布图 c)  $\tau_{xy}$ (即  $\tau_{\theta\theta}$ )分布图 d)  $\sigma_\theta$  分布图

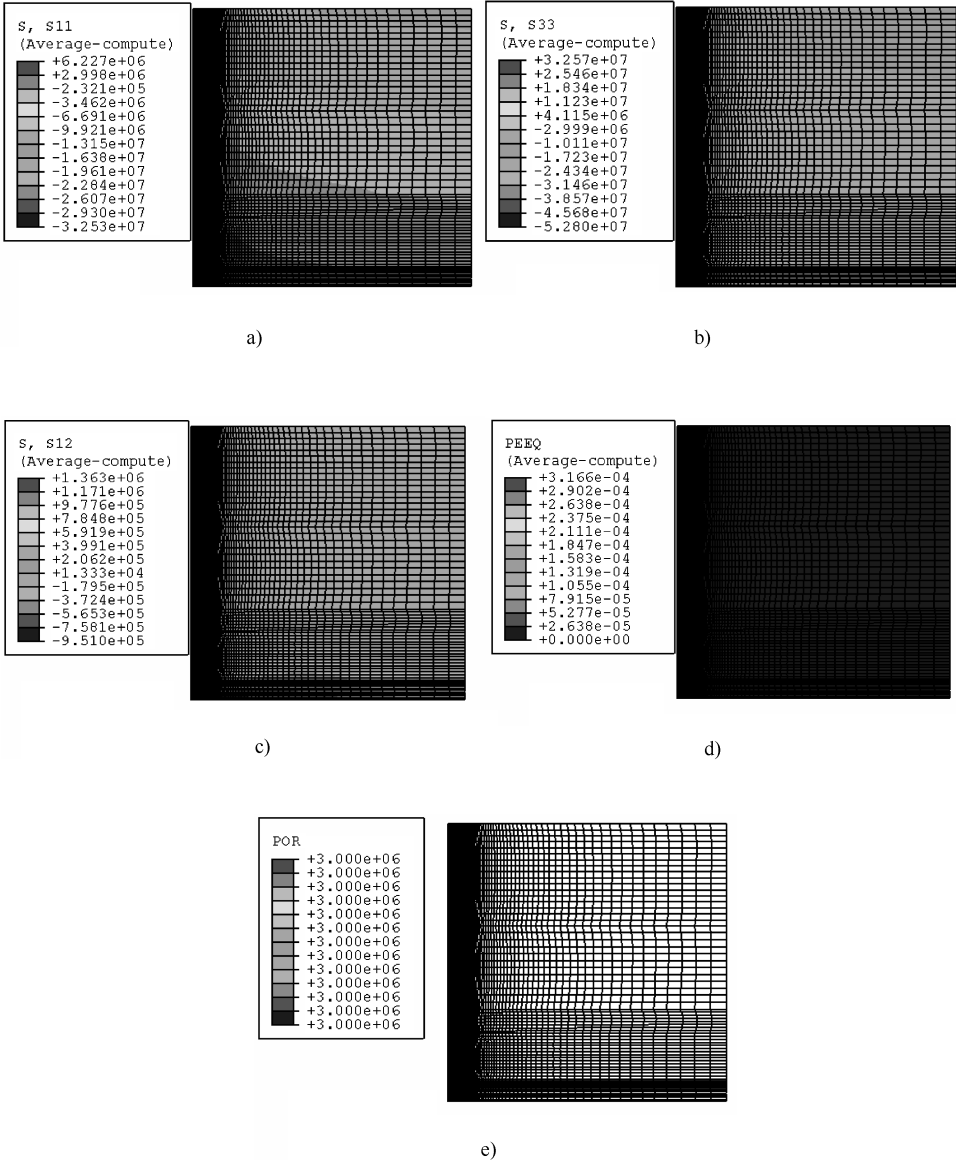


图 7-5 采油生产 3.2 年后岩层的应力场、塑性应变场和渗流场

a)  $\sigma_x$  (即  $\sigma_r$ ) 分布图   b)  $\sigma_\theta$  分布图  
c)  $\tau_{r\theta}$  分布图   d) 等效塑性应变分布图   e) 孔隙压力分布图

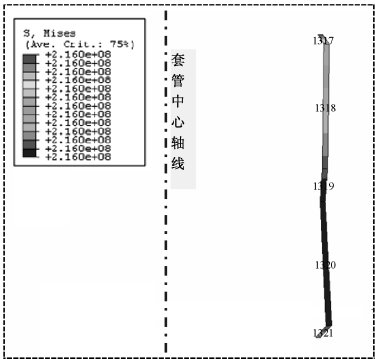


图 7-6 储层位置高度上套管塑性变形网格和等效应力分布图

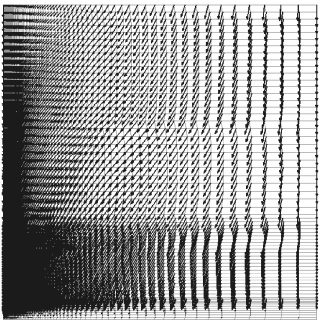


图 7-7 地层总体位移矢量

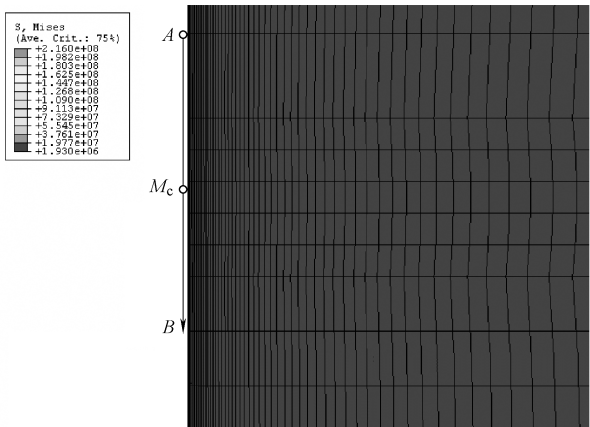


图 7-8 沿竖向的路径 AB 示意图(局部放大)

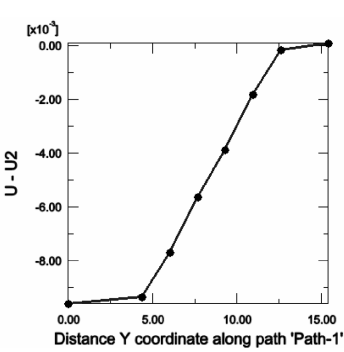


图 7-9 沿路径 AB 的竖向位移(下沉量,单位为 m)分布曲线

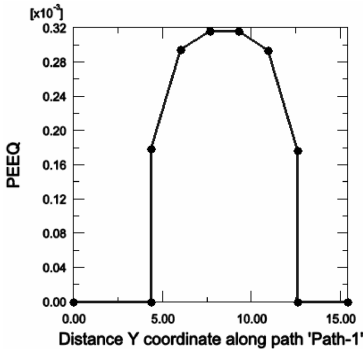


图 7-10 沿路径 AB 的等效塑性应变值分布曲线

塑性应变曲线，储层套管段中部点  $M_c$  (0.0635, 24.056) 具有最大的等效塑性应变，且由图 7-11 看出该处等效应力最大，接近 218MPa。而储层位置套管的屈服强度因考虑射孔影响会有一定程度的降低，同时加上孔边应力集中的影响，实际上套管强度会有较大幅度降低。按照 55% 比例计算，此处取其初始屈服强度为： $55 \times 6.894 \times 55\% = 208.5$  (MPa)。计算结果表明： $M_c$  点最大 Mises 应力超出了套管材料初始屈服强度，故首先在该点发生塑性屈服，与现场测得的套管损坏情况基本吻合，从而证明了该部分所采用的理论及所建立的有限元模型的正确性。

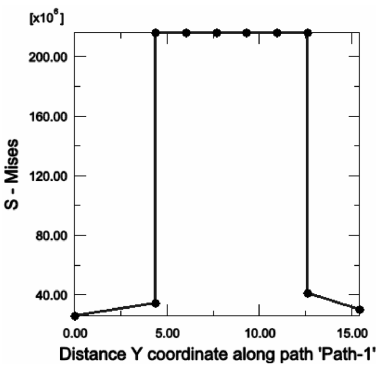


图 7-11 沿路径 AB 的等效应力  
(单位为 Pa) 分布曲线

7.5 结论

在进行某油田典型区块测井资料和小层数据分析的基础上，建立了水平形状的储层中孔隙压力下降导致套管损坏的力学模型，并应用大型非线性有限元软件 ABAQUS 进行了数值计算分析，得到了储层压力下降引起的地层和套管的位移场、应力场和渗流压力场的分布状态及变化规律。得到如下结论：

位移场云图表明：靠近井孔处储层及其以上部分地层会产生较大的沉降量，易导致套管因承受轴向压缩而发生塑性破坏；最大水平位移量与竖向位移相比较小，不会对本井套管造成较大影响。

根据储层区套管内壁特定路径上应力曲线及位移曲线，进行了储层压实致套管失效机理分析，显示套管内的应力达到较高水平。结合射孔引起的局部强度降低等原因，证明了储层压实能够导致套管发生较大塑性变形。与文献报道的现场检测套管损坏情况相比，趋势吻合，从而说明本次计算采用的方法是有效的，所得结论可供相关工程人员参考。

对于水平构造的储层，储层以外位置上的套管段上各点的应力较低，不会发生塑性变形。

本章参考文献

[1] 邹平．套损机理数值模拟研究[D]．大庆：大庆石油学院，2006.  
[2] 韩修廷．大庆油田套管损坏机理研究[D]．大庆：大庆石油学院，2001.  
[3] 李清忠．大庆油田嫩二段底部成片套损地质因素研究[D]．大庆：大庆石油学院，2006.

- 
- [4] 杨立革. 萨北油田抽油机井井底压力计算与续流校正方法研究[D]. 长春: 吉林大学, 2006.
- [5] 于振东. 完井、注采工艺对地层岩石及套管影响因素研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2006.
- [6] 代立强. 注水导致套管损坏机理及力学模型研究[D]. 北京: 中国科学院研究生院, 2003.
- [7] Bruno M S. Subsidence-induced well failure[J]. SPE Drilling Engineering, 1992(6): 148-152.
- [8] Bradley D A, Chia Y P. Evaluation of reservoir compaction and its effects on casing behaviour [J]. SPEPE, 1985(5), 167-172.
- [9] Wilson W N, Perking T K, Striegler J H. Axial buckling stability of cemented pipe[C]. Las Vegas: SPE Annual Technical Conference and Exhibition, 1979: 23-26.
- [10] 高春光. 各向异性储层渗流理论研究与应[ D]. 北京: 中国地质大学, 2006.
- [11] 曾德智. 流变地层套管挤毁失效机理研究[D]. 成都: 西南石油学院, 2005.

# 第 8 章 岩石爆破三维动力学 有限元数值模拟

## 8.1 引言

在爆炸力作用下,岩石破碎的力学行为与机理比较复杂。随着数值计算技术的发展,采矿及隧道工程近年来对岩石爆炸的力学行为数值模拟与试验研究有了越来越多的需求。若干研究者从不同的角度采用不同的工具研究了这一具有重要工程意义的课题。文献[1][2][3]对岩石爆破进行了理论和数值研究,文献[4]则对岩石爆破进行了试验研究。文献[5]给出了用 ABAQUS 模拟管道爆炸的例子。文献[6]对 1994 年以前的爆破技术作了介绍,文献[7-10]给出了最新的爆破技术在不同工况条件下的研究与应用成果。尽管有了以上研究文献,但是目前还没有一个很好的数值计算实例,能够采用合理的岩石碎裂本构模型给出较完美的岩石碎裂及抛石过程数值模拟结果。

本章使用 ABAQUS 对岩石的爆破行为进行了三维弹塑性碎裂有限元动力数值模拟。使用 Jones-Wilkens-Lee(JWL)状态方程计算炸药爆炸的化学能释放产生的压力。对于岩石的破坏则采用了拉伸动力破坏准则,即采用三向拉应力(负静水压力)作为碎裂破坏力的度量。研究对起爆点设在钻孔中心界面孔壁位置时岩石试样的动力学破坏行为进行了三维有限元模拟,并将计算结果与试验现象作了对比。

## 8.2 力学模型

本文结合 ABAQUS 程序要求和工程单位要求,对岩石爆破涉及的主要材料即炸药和岩石建立了力学模型。Jones-Wilkens-Lee(JWL)状态方程是计算炸药爆炸时化学能释放产生的压力时较为常用的一个模型<sup>[11]</sup>,其数学表达式为

$$p = A \left( 1 - \frac{\omega \rho}{R_1 \rho_0} \right) \exp \left( R_2 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + B \left( 1 - \frac{\omega \rho}{R_2 \rho_0} \right) \exp \left( -R_2 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + \frac{\omega \rho^2}{\rho_0} E_{m0}$$

式中,  $A$ 、 $B$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  和  $\omega$  是材料常数;  $\rho_0$  是炸药的密度;  $\rho$  是起爆引信材料的密度。

对于岩石, 本研究采用了拉伸动力破坏准则, 即采用三向拉应力(负静水压力)作为碎裂破坏力的度量。如图 8-1 所示, 当岩石材料点的应力组合达到破坏面上的  $A$  点之后, 岩石即发生碎裂破坏, 之后材料点上将只能承受静水压力, 而不能承受剪力和拉应力。

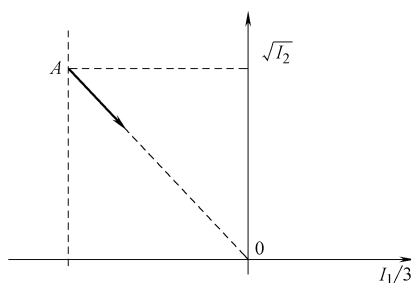


图 8-1 岩石爆炸动力本构屈服曲线

### 8.3 数值应用

图 8-2 所示为一个岩石试样, 参照文献[4]的试验, 试件模型取边长 0.5m 的立方块, 中间是直径为 0.04m 的钻孔, 内置高爆炸性药柱。利用模型的对称性, 仅取 1/4 结构进行有限元离散。总共采用了 320 个节点和 1968 个节点立方体动力学单元(C3D8R), 采用了减缩积分单元。对称面上施加了位移约束; 起爆引信放置在钻孔中间孔壁处。

计算采用 Dynamic/explicit, 用到了单元生死技术和粘弹塑性本构关系, 节点的失效形式采用了 ABAQUS 给出的碎裂(spall)准则, 炸药的模型用到了 JWL 方程所给的时间、压力、能量、密度等关系的数学表达式。其中的材料参数取值为: 岩石密度  $\rho = 1900 \text{ kg/m}^3$ , 弹性模量  $E = 2000 \text{ MPa}$ , 泊松比  $\mu = 0.279$ , 抗碎裂强度为  $p_1 = 5 \text{ MPa}$ 。高爆炸药的 JWL 参数为: 起爆波速  $C_d = 7596 \text{ m/s}$ ,  $A = 5.206 \times 10^{11} \text{ N/m}^2$ ,  $B = 5.3 \times 10^9 \text{ N/m}^2$ ,  $\omega = 0.35$ ,  $R_1 = 4.1$ ,  $R_2 = 1.2$ 。整个计算过程总时间长度为 0.016s, 完成计算需要的增量步数为 91172。

上述材料参数的 ABAQUS 设置数据行语句为:

```
** MATERIALS
**
* Material, name = he
```

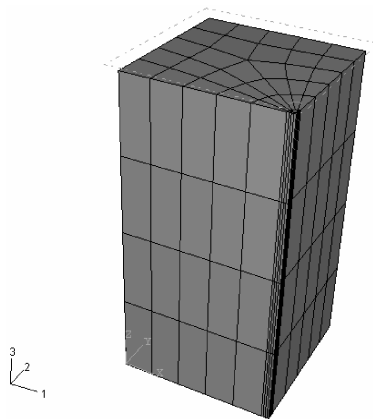


图 8-2 试件几何模型及网格划分

```
* Density
1900. ,
* Eos,type = JWL
7596. ,5. 206e + 11 ,5. 3e + 09 ,0. 35 ,4. 1 ,1. 2 , ,0.
* DetonationPoint
0. 25 ,0. 013 ,0. 25 ,0.
* TENSILE FAILURE, ELEMENT DELETION = NO, PRESSURE = BRITTLE ,
SHEAR = BRITTLE
1. e6 ,
* Material ,name = rock1
* Density
2580. ,
* PLASTIC
5. e6 ,
* ELASTIC
2. e10 ,0. 279
**
* Material ,name = rock
* density
2070 ,
* eos ,type = usup
1480 ,1. 93 ,0. 880
* eos compaction
600 ,0. 049758 ,1. e6 ,1. 5e7
* eos shear ,type = viscous
1. 0e4
* TENSILE FAILURE, ELEMENT DELETION = yes, PRESSURE = ductile ,
SHEAR = ductile
1. e6 ,
**
* Material ,name = rock2
* elastic
2. 648e + 10 ,0. 167
* density
2400. 0
* EXPANSION
```



0.005,

由于采用了单元生死技术,达到一定的正的体积应力(即三向拉应力)时就认为单元死了。下面给出分析步设置信息:

```

** STEP:Step-1
**
* Step,name = Step-1
* Dynamic,Explicit,adiabatic
,1.e-2
* Bulk Viscosity
0.6,1.2
**
**
** OUTPUT REQUESTS
**
* Restart,write,number interval = 1,time marks = NO
**
** FIELD OUTPUT:F-Output-1
**
* Output,field
* Element Output,directions = YES
E,IE,PE,PEEQ,PEMAG,S,damaget,damagec
**
** FIELD OUTPUT:F-Output-2
**
* Node Output
RF,U
**
** HISTORY OUTPUT:H-Output-1
**
* Output,history,variable = PRESELECT
* End Step
** -----
**
** STEP:Step-2
**
* Step,name = Step-2

```

```

* Dynamic,Explicit,adiabatic
,6.e-3
* Bulk Viscosity
0.06,1.2
**
**
** OUTPUT REQUESTS
**
* Restart,write,number interval = 1,time marks = NO
**
** FIELD OUTPUT:F-Output-1
**
* Output,field
* Element Output,directions = YES
E,IE,PE,PEEQ,PEMAG,S,damaget,damagec
**
** FIELD OUTPUT:F-Output-2
**
* Node Output
RF,U
**
** HISTORY OUTPUT:H-Output-1
**
* Output,history,variable = PRESELECT
* End Step

```

图 8-3a ~ g 为 ABAQUS/Explicit 计算得到的爆破过程中岩石试样材料点上的 Mises 等效应力变化图。应力图中深色(即 Mises 等效应力为零的部分)为碎裂岩石部分。由于 Mises 等效应力反映的是材料点上偏斜应力张量的度量指标,因此以它是否为零作为判断岩石材料点碎裂的依据是合理的。从图 8-3 中可以观察到,总共有两条主要裂纹,其中一条首先生成,另一条在第一条之后滞后一定时间产生。这与参考文献的实验结果很接近。

图 8-4 给出了在  $t = 0.0016\text{s}$  时的最大主应变分布。图中亮色部分为应变值较大的区域,也就是岩石开裂的地方。这与图 8-3g Mises 等效应力图反映的现象是一致的。

图 8-5 给出了岩石试样在爆破过程中某些整体能量指标的变化情况。从图 8-5a 中可以看出,在起爆后试样内部的应变能迅速变化,在  $0.005\text{s}$  内其值从  $0\text{J}$  变化到

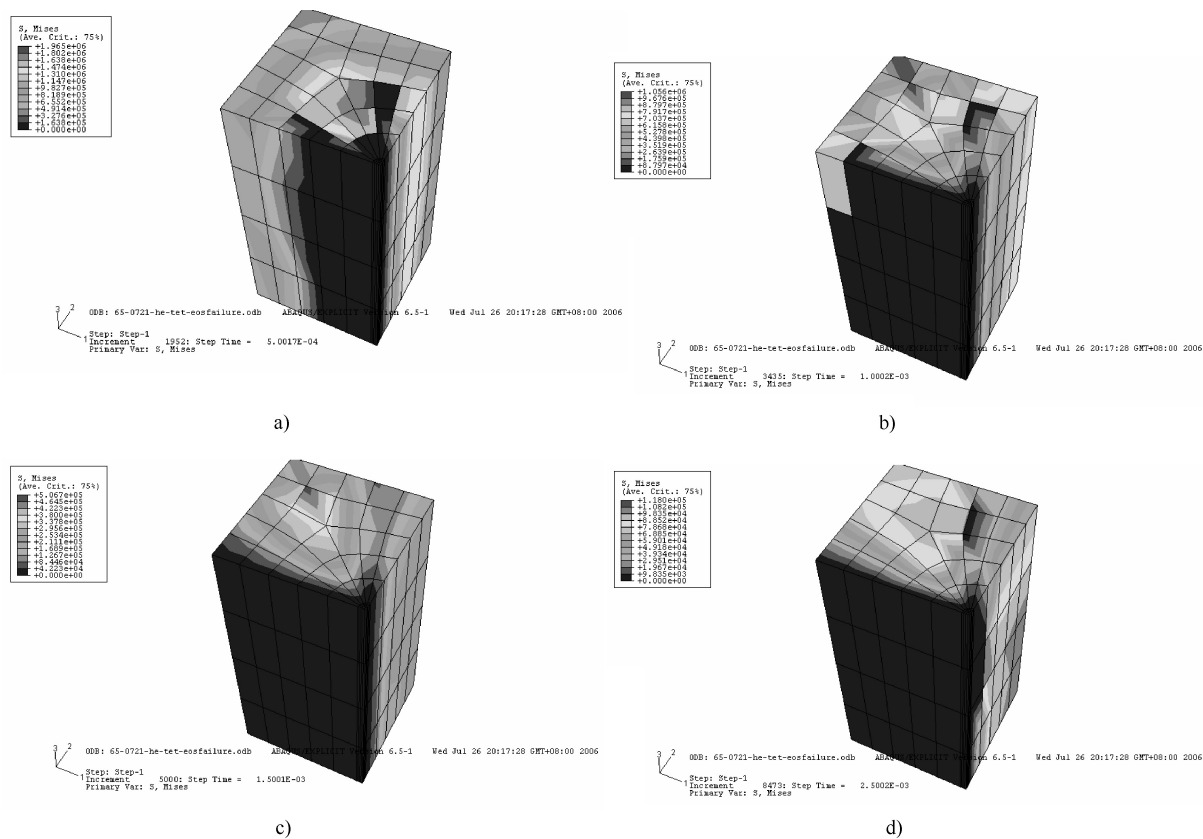


图 8-3 岩石在不同时刻的 Mises 等效应力分布  
a)  $t = 0.0005s$  b)  $t = 0.001s$  c)  $t = 0.0015s$  d)  $t = 0.0025s$

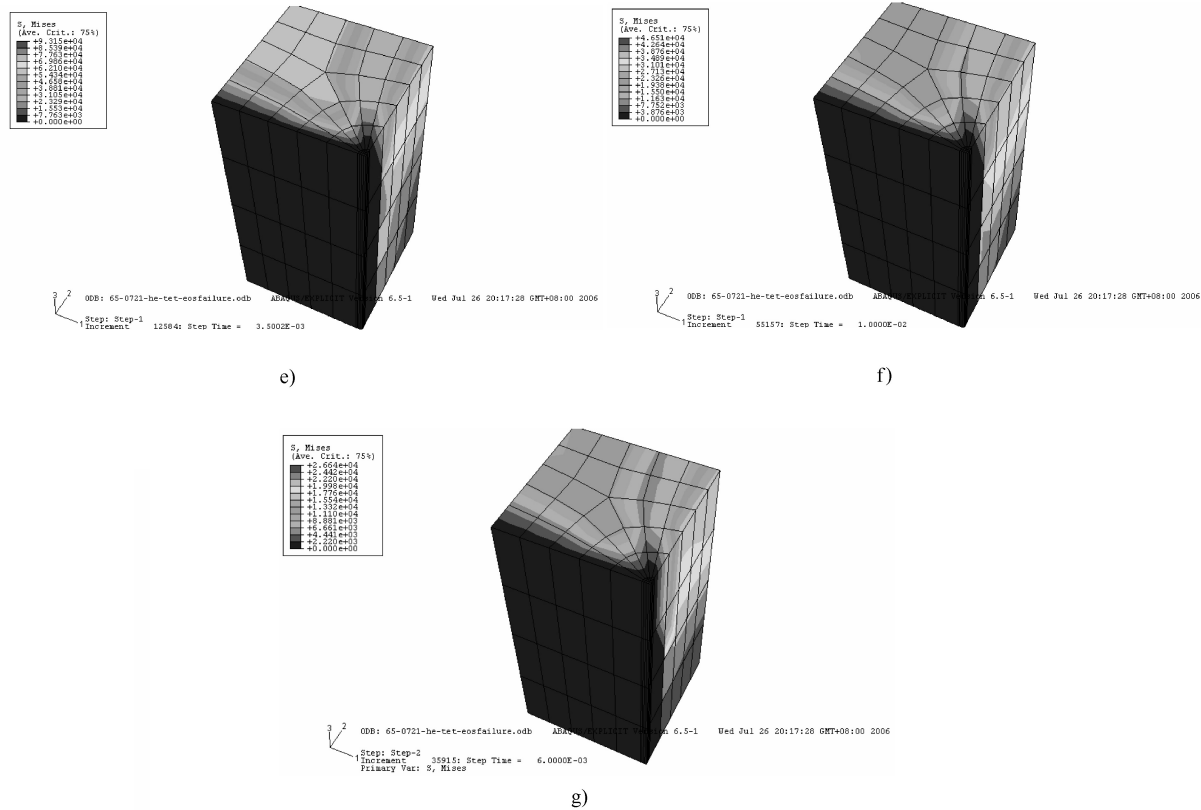


图 8-3 岩石在不同时刻的 Mises 等效应力分布 (续)

e)  $t = 0.0035\text{s}$  f)  $t = 0.01\text{s}$  g)  $t = 0.0016\text{s}$

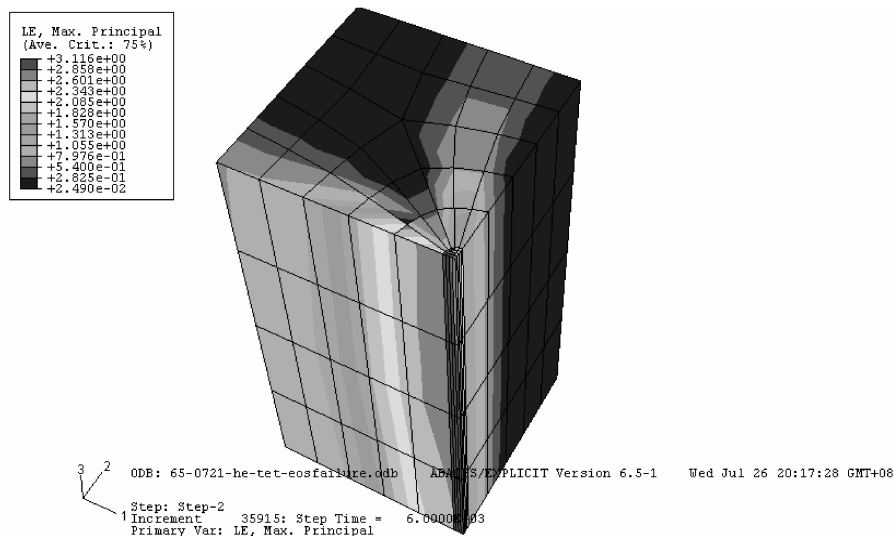


图 8-4  $t=0.0016\text{s}$  时的最大主应变

-93000J。从图 8-5b 中看出粘性耗散能也同时达到峰值。从图 8-5c 中看出其动能首先达到峰值 19000J，然后迅速回落。爆破过程主要的能量变化基本上是在 0.001s 完成的。

图 8-6 是文献[4]的一幅试验结果图。将图 8-3g 与图 8-6 进行比较，发现若取试验结果图试件表面的右上角 1/4 试样，试验结果图形和数值结果图形都是包含 2 条主要裂纹，且方向与趋势都比较吻合。因此，本研究进行的数值模拟是成功的。

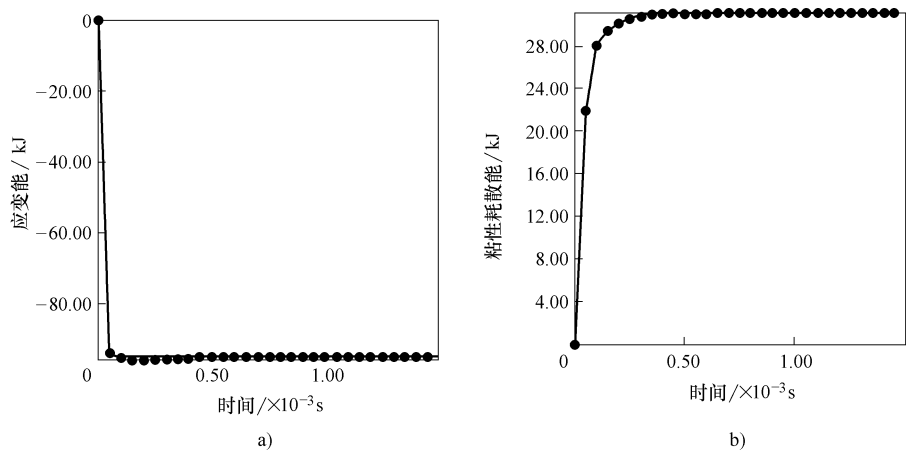


图 8-5 起爆后岩石试样中的能量指标随时间的变化情况

a) 应变能随时间的变化情况    b) 粘性耗散能随时间的变化情况

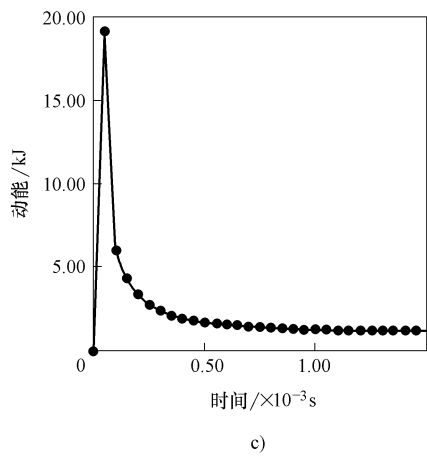


图 8-5 起爆后岩石试样中的能量指标随时间的变化情况(续)  
c) 动能随时间的变化情况

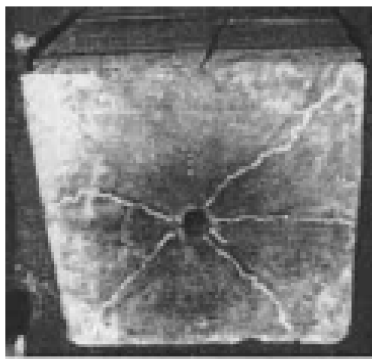


图 8-6 文献[4]的试验结果图像

## 8.4 结论

本研究对 0.5m 的方形岩石试样进行了爆破力学分析，给出了岩石试样内部应力场随时间的变化结果，从而得到了在爆破力作用下岩石破碎裂缝区的分布。数值结果与实验结果现象相比，具有较好的一致性。同时本研究还对爆破过程中某些能量指标进行了分析。结果说明本研究采用的模型和求解工具是合理的。

### 本章参考文献

[1] 史维升. 不耦合装药条件下岩石爆破的理论研究和数值模拟[D]. 武汉: 武汉科技大学, 2004.

- 
- [2] 王辉. 爆炸载荷下岩石爆破损伤断裂机理研究[D]. 西安: 西安科技大学, 2003.
- [3] 蔡德钧. 爆炸载荷作用下软土地基的变形特性研究[D]. 北京: 铁道科学研究所, 2006.
- [4] 朱志武. 钻孔爆破断裂控制技术研究[D]. 太原: 太原理工大学, 2003.
- [5] 庄茁, 张帆, 岑松, 等. ABAQUS 非线性有限元分析与实例[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
- [6] 杨年华. 条形药包爆破现状与展望[J]. 爆炸与冲击, 1994, 14(3): 242-248.
- [7] 刘权, 龙源, 纪冲, 等. 条形不耦合平面布药技术在硐室爆破中的应用[J]. 解放军理工大学学报, 2006, 7(1): 64-68.
- [8] 罗勇, 沈兆武. 炮孔合理堵塞长度的研究[J]. 岩土工程技术, 2006, 20(1): 25-28.
- [9] 史瑾瑾, 张志呈, 肖正学, 等. 偏心不耦合装药爆破对岩石损伤的试验研究[J]. 露天采矿技术, 2006, 21(1): 32-35.
- [10] 朱宪国. 岩体构造对露天矿深孔爆破的影响[J]. 煤炭技术, 2006, 252(2): 52-53.



### 本书特色

- ☆ 本书针对工程项目原型，详细介绍了 ABAQUS 在汽轮机分析中的应用、预应力混凝土反应堆安全壳(PCCV)的破坏分析、岩土材料与结构的渗透与变形耦合分析等。
- ☆ 本书适合能源行业从事CAE的工程技术人员阅读，也可供高等院校相关专业师生参考。

上架指导：CAE

地址：北京市百万庄大街22号  
电话服务  
社服务中心：(010)88361066  
销售一部：(010)68326294  
销售二部：(010)88379649  
读者服务部：(010)68993821

邮政编码：100037  
网络服务  
门户网：<http://www.cmpbook.com>  
教材网：<http://www.cmpedu.com>  
封面无防伪标均为盗版

定价：23.00元

ISBN 978-7-111-30930-7



9 787111 309307 >