

基于ASME规范案例N-898的617合金棘轮评价方法对比研究

郭晓峰¹, 杨雷², 夏通²

¹上海理工大学能源与动力工程学院, 上海

²山东新华医疗器械股份有限公司, 山东 淄博

收稿日期: 2025年3月18日; 录用日期: 2025年4月11日; 发布日期: 2025年4月21日

摘要

617合金是一种高温镍基材料, 具有耐高温、耐腐蚀等优异特性, 是第四代核反应堆系统中高温部件的主要候选材料。ASME规范第III卷第5册(简称ASME III-5)只提供了304不锈钢、316不锈钢、800H合金、2.25Cr-1Mo以及9Cr-1Mo-V五种材料在评价过程中所需要的数据, 而ASME规范案例N-898(简称N-898)补充给出了617合金的材料数据, 并有望在后续会纳入到ASME规范中。N-898中还给出了一种弹性-理想塑性分析方法可以用于617合金的棘轮评价, 该方法可以替代弹性分析方法和简化非弹性分析方法。本文依据N-898中提供的617合金蠕变本构模型, 利用Fortran语言编写了Abaqus子程序, 实现了基于非弹性分析方法的棘轮评价。通过算例, 对弹性分析方法、简化非弹性分析方法、非弹性分析方法以及弹性-理想塑性分析方法进行了对比, 讨论了不同评价方法之间的优缺点。

关键词

617合金, Abaqus子程序, 弹性-理想塑性分析方法, 棘轮

A Comparative Study on the Ratchet Evaluation Methods of Alloy 617 Based on ASME Case N-898

Xiaofeng Guo¹, Lei Yang², Tong Xia²

¹School of Energy and Power Engineering, University of Shanghai for Science and Technology, Shanghai

²Shinva Medical Instrument Co., Ltd., Zibo Shandong

Received: Mar. 18th, 2025; accepted: Apr. 11th, 2025; published: Apr. 21st, 2025

Abstract

Alloy 617 is a high-temperature nickel-based material with excellent characteristics such as high

文章引用: 郭晓峰, 杨雷, 夏通. 基于 ASME 规范案例 N-898 的 617 合金棘轮评价方法对比研究[J]. 建模与仿真, 2025, 14(4): 593-606. DOI: 10.12677/mos.2025.144312

temperature resistance and corrosion resistance. It is a primary candidate material for high-temperature components in the fourth-generation nuclear reactor systems. ASME III-5 only provides data for five materials—304 stainless steel, 316 stainless steel, alloy 800H, 2.25Cr-1Mo, and 9Cr-1Mo-V, required for evaluation processes. However, ASME Code Case N-898 supplements data for alloy 617 and is expected to be incorporated into ASME codes in subsequent revisions. N-898 also introduces an elastic-perfectly plastic analysis method for ratcheting evaluation of alloy 617, which can replace elastic analysis methods and simplify inelastic analysis methods. This paper, based on the creep constitutive model of alloy 617 provided in N-898, developed an Abaqus subroutine using Fortran language to implement ratcheting evaluation based on the inelastic analysis method. Through numerical examples, a comparison among elastic analysis method, simplified inelastic analysis method, inelastic analysis method and elastic-perfectly plastic analysis method was conducted, highlighting the advantages and disadvantages of different evaluation methods.

Keywords

Alloy 617, Abaqus Subroutine, Elastic-Perfectly Plastic Analysis Method, Ratcheting

Copyright © 2025 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

617 合金是一种适用于高温核反应堆的镍基合金[1]，其出色的耐高温、耐腐蚀性能使其成为这些极端工作环境下的理想选择。自 2005 年以来，美国高温气冷反应堆项目一直将具有高温机械性能的 617 合金作为中间热交换器的主要候选材料[2]。然而，随着工作条件的不断提升和工程设计要求的日益严格，对于 617 合金材料性能的全面评价和精准预测变得尤为重要。ASME 规范案例 N-898 [3] (以下简称 N-898) 给出了关于在高温环境下使用 617 合金的规定，当满足以下条件时，617 合金可以在高温下用于符合《ASME 锅炉及压力容器规范》第 III 卷第 5 册[4] (以下简称 ASME III-5) HB 分卷 B 分篇的规则以用于建造高温反应堆系统及其支持性系统：a) 在本案例规定的对 HB 分卷 B 分篇的修改和补充规则中定义的要求必须满足；b) 使用温度应限制在 1750°F (954°C) 及以下；c) 服役时间应限制在 100,000 小时以内；d) 应符合第 III 卷第 5 册 HB 分卷 B 分篇的所有其他适用要求；e) 该案例编号应列在组件的数据报告表上。需要注意的是，N-898 必须结合 ASME III-5 HB 分卷 B 分篇一起使用。

ASME III-5 中提供了三种用于防止棘轮失效的评价方法：弹性分析方法、简化非弹性分析和非弹性分析方法[5]。弹性分析方法采用了应力分类法的思想，通过对关键部位的一次应力和二次应力进行限制，从而保证结构的安全；简化非弹性分析方法主要以 ASME III-NH 分卷的 Bree 图为依据进行棘轮分析，该方法允许部件处于塑性区域；非弹性方法需要借助准确的材料本构关系和非线性有限元计算来完成结构的棘轮分析。一般来说，传统的弹性分析方法与简化非弹性分析方法会更加保守，但非弹性分析方法相对会更加复杂[6][7]。除了以上三种棘轮评价方法外，N-898 还给出了针对 617 合金的弹性 - 理想塑性分析方法，该方法采用的是基于小应变理论的理想弹塑性材料模型，屈服强度根据选择的名义屈服强度进行调整，以限制累积的非弹性应变，其中名义屈服强度由在选定时间内引起目标非弹性应变的应力定义[8]。这种方法不适用于杆系结构和存在几何非线性的结构，如受到均匀轴向载荷的等直径杆、Omega 密封圈等。该方法已通过详细的证明和直观的论证得到证实[9][10]。

本文通过 N-898 中提供的 617 合金的材料数据以及非弹性本构方程，编写了 Abaqus 用户子程序，运

用以上四种棘轮评价方法对一具体实例进行评价，并对评价结果进行了比较，总结了四种方法的优缺点，对未来 617 合金的工程实际应用具有一定的指导意义。

2. ASME 规范案例 N-898

为了使 617 合金在高温下可以用于符合 ASME III-5 HB 分卷 B 分篇“高温服役”要求的部件的建造，N-898 给出了相关的补充规则。本节主要介绍 ASME III-5 中提供的三种为防止棘轮失效的分析方法、N-898 中给出的弹性 - 理想塑性分析方法以及 617 合金的非弹性本构方程，以便用于后续的分析。

2.1. ASME III-5 中棘轮评价方法

弹性分析方法是对一次加二次应力范围进行控制，防止过量塑性变形导致的渐增型垮塌，保证结构处于弹性安定。该方法以弹性应力范围为基础，易于实施。弹性分析方法是最简单，最常用的方法，是被各国规范和标准采纳的一种棘轮失效评定准则。

简化的非弹性分析方法就是采用弹性有限元分析代替弹塑性分析，用结构的弹性分析结果去评价弹性行为，这种运用弹性分析解决非弹性问题是工程分析中的一个重要理念[11]。简化的非弹性分析允许截面核心区域的膜应力保持弹性，而弯曲应力可以进入塑性区域，这一理论源于 1967 年 Bree [12]在其经典文章中研究了圆柱壳在恒定内压和交变热弯曲应力下的弹塑性行为，并根据结构不同的应力状态，机械薄膜应力和热弯曲应力构成的二维坐标图被划分成几个区域，给出了著名的 Bree 图。但是该方法使用时要保证温度小于规范中给出的材料最高温度限值。

棘轮评定的原理可简述为：循环载荷下不会发生渐增性塑性变形。当采用非弹性分析方法进行评价时，在经受高温的区域内，ASME III-5 给出了最大的累计非弹性应变需要满足的条件：1) 沿厚度方向的平均应变不超过 1%；2) 应变沿厚度等效线性分布引起的表面应变不超过 2%；3) 在任何点的局部应变不超过 5%。但是规范中并没有给出详细的材料非弹性本构模型，需要设计者自行选择合适的模型[7]。

2.2. 弹性 - 理想塑性分析方法

在进行弹性 - 理想塑性分析时，必须要定义一个复合循环，N-898 中给出了复合循环的定义，这一定义适用于 A 级、B 级和 C 级工况：

- 1) 设计规格书中定义的单独循环不能进一步细分成几个子循环；
- 2) 复合循环中应包括来自 A 级、B 级和 C 级工况的单独循环，这些单独的循环组合在一起对应变进行限制；
- 3) C 级工况循环的总数不应超过 25。

使用弹性 - 理想塑性分析方法时，首先要定义各载荷工况下的高温(高于 427°C)工作总持续时间 t_{design} ，然后选择一个目标非弹性应变 ε_t ，其中 $0 < \varepsilon_t < \varepsilon_{\text{avg}}$ ，平均应变 ε_{avg} 在母材处的取值为 0.01，在焊缝处的取值为 0.005。之后

可以根据以下公式计算出塑性应变：

$$\varepsilon_p = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\varepsilon_x^p)^2 + (\varepsilon_y^p)^2 + (\varepsilon_z^p)^2 + 2(\varepsilon_{xy}^p)^2 + 2(\varepsilon_{yz}^p)^2 + 2(\varepsilon_{zx}^p)^2 \right]} \quad (1)$$

如果计算得到的塑性应变满足以下条件，便可以认为棘轮评价合格：

- 1) 在结构中所有沿厚度方向上至少有一点满足 $\varepsilon_t + \varepsilon_p \leq \varepsilon_{\text{avg}}$ ， ε_{avg} 的取值与上述一致；
- 2) 在结构的所有点上要满足 $\varepsilon_t + \varepsilon_p \leq \varepsilon_{\text{local}}$ ， $\varepsilon_{\text{local}}$ 局部应变极限 在母材处的取值为 0.05，在焊缝处的取值为 0.025；

3) 如果以上两个条件中存在任意一个无法满足, 则需要重新选取一个更小的目标非弹性应变后再次进行评价。

具体的弹性 - 理想塑性分析方法评价流程见图 1。建立的有限元模型必须能够准确表示部件的几何形状、边界条件与施加的载荷, 还要包括各种小细节(例如小孔、圆角、拐角半径和其他易发生应力集中的细节)。每个复合循环要基于定义的名义屈服强度 S_{xT} 来验证每个循环中都没有发生棘轮。其中, 名义屈服强度的大小为屈服强度和根据等时应力应变曲线确定的引起目标非弹性应变的应力两者中较小的值。给定的应力、时间、温度下的非弹性应变由在相同条件下等时应力应变曲线给出的总应变减去弹性应变得到。

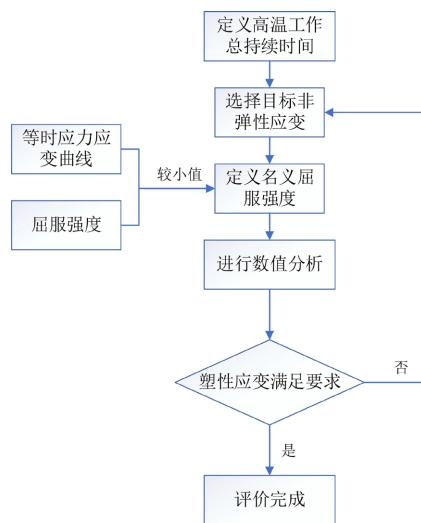


Figure 1. Flow diagram of elastic-perfectly plastic analysis method

图 1. 弹性 - 理想塑性分析方法评价流程图

2.3. 617 合金非弹性本构方程

N-898 中给出了 617 合金高温材料等时应力应变曲线在不同温度下对应的弹塑性和蠕变本构方程。非弹性应变的表达式中包含与温度和应力相关的弹性和塑性应变加上温度、应力和时间相关的蠕变应变三部分:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_c \quad (2)$$

式中, ε 为总应变; ε_e 为弹性应变; ε_p 为塑性应变; ε_c 为蠕变应变。

蠕变应变在零时间内为零, 零蠕变应变(即零时间)模型给出的应力应变响应生成材料热拉伸曲线。该与时间无关的模型的参数根据热拉伸试验获得。

弹性应变:

$$\varepsilon_e = \frac{\sigma}{E} \quad (3)$$

式中, ε 为总应变; ε_e 为弹性应变; ε_p 为塑性应变; ε_c 为蠕变应变。

塑性应变:

当温度 $T \leq 750^{\circ}\text{C}$ 时:

$$\varepsilon_p = \begin{cases} 0 & \sigma \leq \sigma_0 \\ K \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{\sigma_0} \right)^n & \sigma > \sigma_0 \end{cases} \quad (4)$$

式中, σ_0 为屈服强度, K 为幂律硬化预因子, n 为幂律硬化系数, 具体的数值在表 1 中给出。

Table 1. Parameters of the plastic constitutive model when $T \leq 750^\circ\text{C}$
表 1. $T \leq 750^\circ\text{C}$ 时, 塑性本构模型参数

$T^\circ\text{C}$	σ_0/MPa	K	n
427	175	0.056	1.96
450	170	0.053	1.97
500	166	0.050	2.01
550	165	0.052	1.84
600	178	0.067	1.50
650	209	0.13	2.13
700	206	0.12	2.29
750	205	0.093	1.55

当温度 $T > 750^\circ\text{C}$ 时:

$$\varepsilon_p = \begin{cases} 0 & \sigma \leq \sigma_1 \\ \frac{1}{\delta} \ln \left(1 - \frac{\sigma - \sigma_1}{\sigma_p - \sigma_0} \right) & \sigma > \sigma_1 \end{cases} \quad (5)$$

式中, σ_1 为屈服强度, σ_p 为饱和流变应力, δ 是一个描述模型从初始屈服强度过渡到饱和流变应力的速率的常数, 具体的数值在表 2 中给出。

Table 2. Parameters of the plastic constitutive model when $T > 750^\circ\text{C}$
表 2. $T > 750^\circ\text{C}$ 时, 塑性本构模型参数

$T^\circ\text{C}$	σ_0/MPa	σ_p/MPa	δ
750	228	522	9.70
800	178	317	35.5
850	50	214	482
900	51	164	1250
954	54	122	1240

对于 617 合金, 当温度小于或等于 750°C 时, 会产生加工硬化, 而在 850°C 及以上温度时, 材料不会硬化, 并且几乎完全呈现塑性变形[13]。N-898 分别使用 Ramberg-Osgood 本构模型和 Voce 本构模型描述了这两种材料行为。

蠕变应变:

$$\dot{\varepsilon}_c = \begin{cases} \left[\dot{\varepsilon}_0 e^{B_1 \mu b^3 / (A k T_k)} \left(\frac{\sigma}{\mu} \right)^{-\mu b^3 / (A k T_k)} \right] \times t & T \leq 775^\circ\text{C} \\ \left[\dot{\varepsilon}_0 e^{B_2 \mu b^3 / (A k T_k)} \left(\frac{\sigma}{\mu} \right)^{-\mu b^3 / (A k T_k)} \right] \times t & T > 775^\circ\text{C} \end{cases} \quad (6)$$

式中, μ 为材料的剪切模量, b 为伯格斯矢量, k 为玻尔兹曼常数, T_k 是以开尔文为单位的绝对温度, $\dot{\varepsilon}_0$ 、 A 、 B_1 和 B_2 都是根据实验数据确定的常数。具体的参数数值在表 3 给出。

Table 3. Parameters of creep constitutive model
表 3. 蠕变本构模型参数

参数	数值
$\dot{\varepsilon}_0$	$1.656 \times 10^{-7} \text{ hr}^{-1}$
A	-4.480
B_1	-2.510
B_2	-3.174
b	$2.019 \times 10^{-7} \text{ mm}$
k	$1.38064 \times 10^{-20} \text{ mJ/K}$

对于该模型, 617 合金随温度变化的剪切模量公式如下所示:

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (7)$$

式中, ν 为与温度相关的泊松比。

N-898 中使用的蠕变本构模型, 是经过修改后的 Kocks-Mecking 本构模型[13], 该模型假设流动应力与归一化活化能之间存在对数线性关系。通过将该蠕变本构模型编写成 Abaqus 用户子程序, 在后续的计算中实现了结构在循环载荷作用下的非弹性分析。

3. 算例分析

3.1. 结构尺寸及网格划分

以一个球形封头径向开孔接管结构的轴对称模型为例, 具体结构尺寸如图 2 所示, 图中所涉及尺寸的单位为 mm。

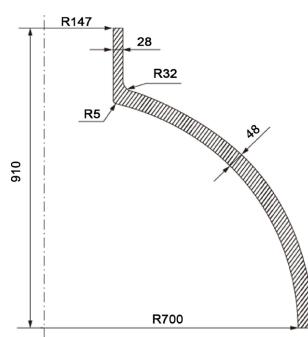


Figure 2. Schematic of the radial opening structure for spherical head
图 2. 球形封头径向开孔接管结构示意

根据结构和载荷的特点,建立了该结构的轴对称有限元模型,有限元模型包含 651 个二次轴对称减缩积分单元(Abaqus 中 CAX8R 单元)、2154 个节点。网格划分如图 3 所示,沿厚度方向划分了 7 份,并在接管与封头连接处进行了适当的加密,已对网格无关性进行了验证。

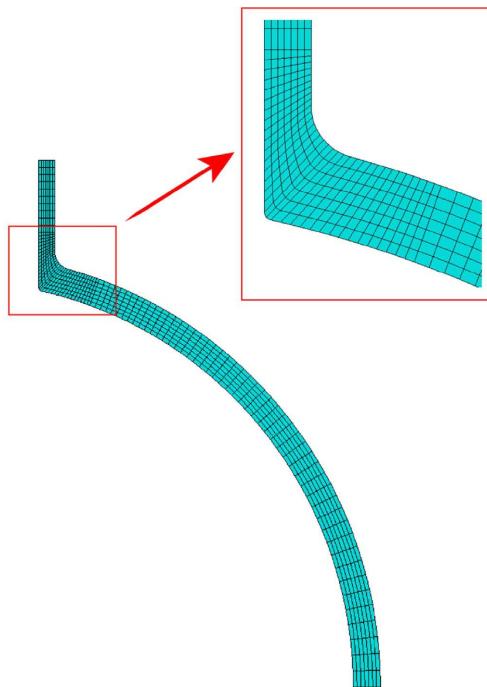


Figure 3. Mesh division
图 3. 网格划分

3.2. 载荷及边界条件

结构采用的材料为 617 合金,内外壁工作温度分别为 550℃和 530℃,仅承受内压 P 的作用。对球形封头下端面施加轴向位移约束,接管端面处施加由内压引起的等效拉伸载荷。载荷条件为服役温度保持不变,内压循环变化,循环次数为 100,内压加卸载的时间可以忽略不计,整体运行时间为 10 万小时,通过施加不同的内压,对各个评价方法进行了全面的分析。

4. 结果与讨论

针对上节中的算例,分别采用弹性分析方法、简化非弹性分析方法、非弹性分析方法以及弹性-理想塑性分析方法,开展棘轮评价,并对分析结果进行对比讨论。

4.1. 弹性分析方法

首先采用弹性分析方法进行评价,评价时选取的应力线性化路径如图 4 所示,应力最大处主要集中在接管与封头连接处,其中 Path-2 通过应力最大的点。

ASME III-5 HB 分卷 B 分篇在弹性分析方法中提供了三组试验以用于棘轮评价,从试验 A-1 到试验 A-3,它们的保守性逐渐减小。以下的定义适用于试验 A-1 和试验 A-2:

$$X \equiv \left(P_L + \frac{P_b}{K_t} \right)_{\max} \div S_y \quad (8)$$

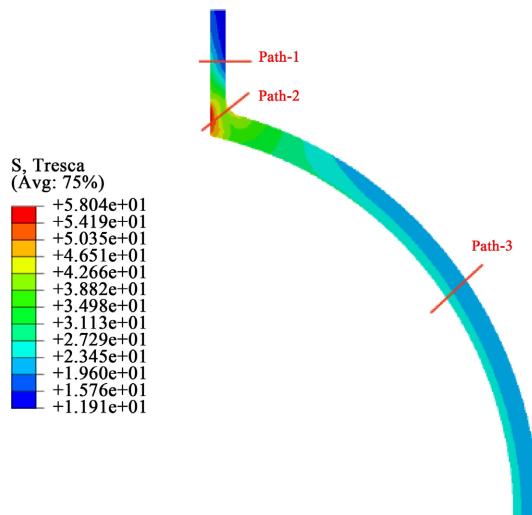


Figure 4. Stress linearization paths for stress evaluation
图 4. 应力评价的应力线性化路径

式中, $(P_L + P_b/K_t)_{\max}$ 是对弯曲应力按 K_t 调整后的一次应力强度的最大值, K_t 可以用公式 $K_t = (K+1)/2$ 来确定, 其中 K 是所研究截面的截面系数; S_t 是沿壁厚最高和最低平均温度下的屈服强度的平均值。

$$Y \equiv \frac{(Q_R)_{\max}}{S_y} \quad (9)$$

式中, $(Q_R)_{\max}$ 是在所考虑的循环中的二次应力强度的最大范围。

对于试验 A-1:

$$X + Y \leq S_a/S_y \quad (10)$$

式中, S_a 是下列两项中较小的值:

1) 循环中沿壁厚最高平均温度和时间为 10,000 小时时对应的 $1.25S_t$, 其中, S_t 的取值已在 N-898 中表格 HBB-I-14.4F 中给出;

2) 循环中沿壁厚最高和最低平均温度下屈服强度的平均值。

对于试验 A-2:

$$X + Y \leq 1 \quad (11)$$

当使用试验 A-2 进行评价时, 需要满足二次应力强度的最大范围 $(Q_R)_{\max}$ 所对应的沿壁厚方向的平均温度应低于 N-898 中表 HBB-T-1323 给出的温度, 即 1090°F (588°C), 因此本文选用试验 A-2 来进行评价, 具体的评价结果如表 4 所示。随着内压的不断增加, X 的值不断增大, 当内压大于 8 MPa 时, 使用弹性分析方法无法通过评定。

Table 4. Evaluation results of elastic analysis method

表 4. 弹性分析方法评价结果

内压 P/MPa	路径	X	Y	X + Y ≤ 1
6	Path-1	0.4140	0.1993	是
	Path-2	0.6856	0.1986	是
	Path-3	0.3097	0.1813	是

续表

	Path-1	0.4830	0.1993	是
7	Path-2	0.7998	0.1986	是
	Path-3	0.3613	0.1813	是
	Path-1	0.5520	0.1993	是
8	Path-2	0.9141	0.1986	否
	Path-3	0.4130	0.1813	是
	Path-1	0.6210	0.1993	是
9	Path-2	1.0283	0.1986	否
	Path-3	0.4646	0.1813	是

4.2. 简化非弹性分析方法

弹性分析方法相对简单，但会偏向保守，使用简化非弹性分析方法可以降低保守性[14]。ASME III-5 HB 分卷 B 分篇提供了两组试验方法，其中，试验 B-1 仅适用于峰值应力可以忽略的结构，而试验 B-2 可以适用于任意的结构和载荷，但结果会相对更加保守。上述算例中的峰值应力不可忽略，因此本文将选用其中的试验 B-2 进行分析。

试验 B-1 和试验 B-2 评价流程基本一致，都是运用弹性计算得到的一次和二次应力强度来确定有效蠕变应力 $\sigma_c = Z \cdot S_{yL}$ ，进而基于等时应力应变曲线和 1.25 倍的有效蠕变应力确定总棘轮蠕变应变。其中， S_{yL} 为沿壁厚较小的平均温度下的屈服强度；Z 为有效蠕变应力参数，在试验 B-1 和试验 B-2 中可分别从图 HBB-T-1332-1 和图 HBB-T-1332-2 中获得，在弹性分析方法中介绍的 X 和 Y 的定义在此依然适用，但需要将 S_y 替换为 S_{yL} 。

对于 617 合金，只有当温度不超过 1, 200°F(650°C)时，才能使用上述试验 B-1 和试验 B-2 来进行棘轮评价，该方法比弹性分析方法的适用温度更高。具体的评价结果如表 5 所示。当内压逐渐增大时，在结构不连续处的应变增量要明显大于结构连续区域，当内压达到 11 MPa 时，使用简化非弹性分析方法将无法通过评定。

Table 5. Evaluation results of simplified inelastic analysis method

表 5. 简化非弹性分析方法评价结果

内压/MPa	路径	Z	应变	
			计算值/%	限值/%
8	Path-1	0.5882	0.05522	1
	Path-2	0.9846	0.09968	0.5
	Path-3	0.4474	0.04198	1
9	Path-1	0.7714	0.07291	1
	Path-2	1.0929	0.15575	0.5
	Path-3	0.4929	0.04625	1
10	Path-1	0.7435	0.07012	1
	Path-2	1.1969	0.35074	0.5
	Path-3	0.5524	0.05184	1

续表

	Path-1	0.8154	0.07747	1
11	Path-2	1.2208	0.50787	0.5
	Path-3	0.6077	0.05706	1

4.3. 非弹性分析方法

通过使用 Fortran 语言将 617 合金蠕变本构方程编写成 Abaqus 用户蠕变子程序，从而实现了对结构的非弹性分析。

运行 10 万小时后，当内压为 11 MPa 结构的最大主应变云图已在图 5 中给出。可以看到，所有部位的最大主应变的最大值约为 0.97%，均小于 1%，很明显满足应变限制的要求。而当内压增加到 12 MPa 时，结构中存在最大主应变大于 1% 的位置，此时就需要去计算出沿厚度的平均应变及其引起的表面应变。经计算，内压达到 14 MPa 时使用非弹性分析方法仍可通过评定。

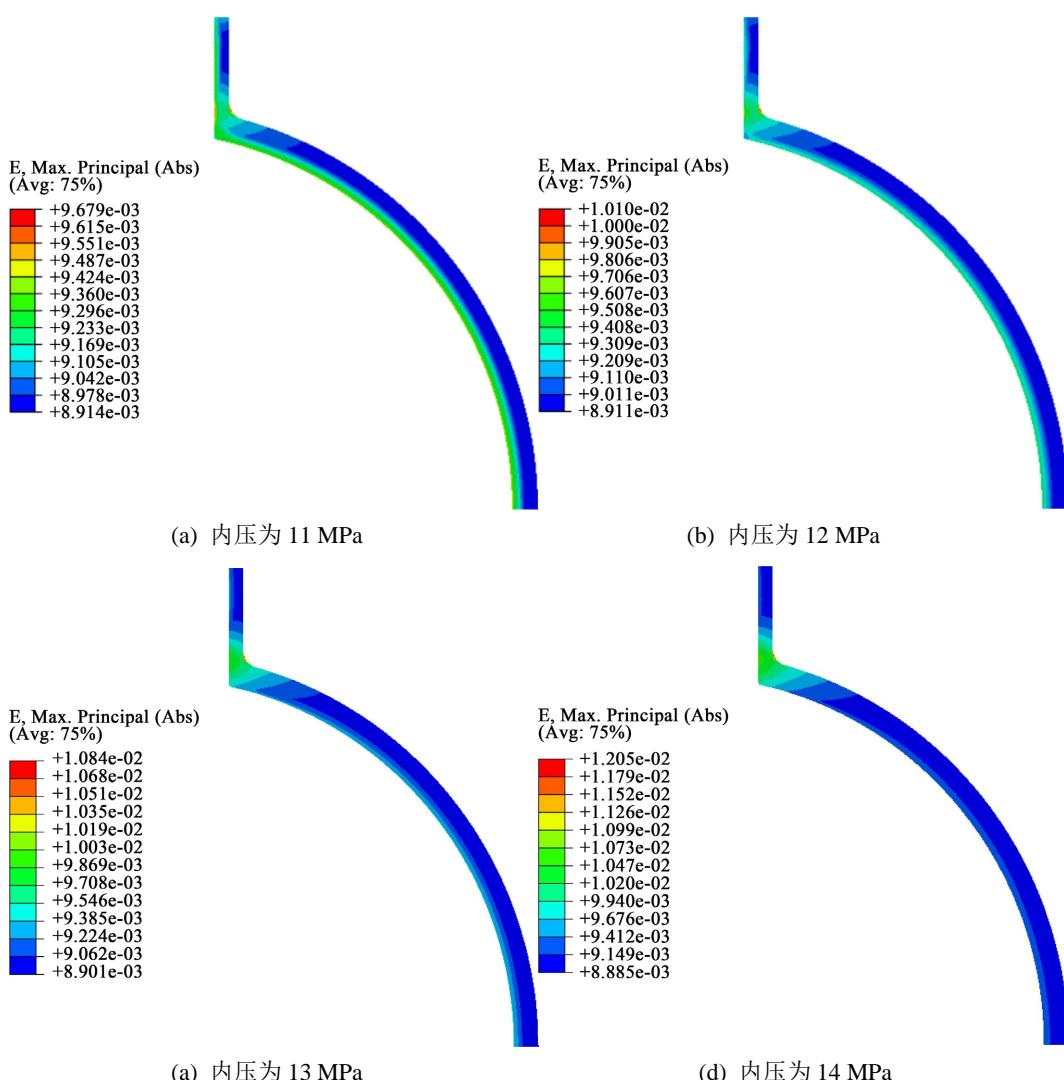


Figure 5. Contour plot of the maximum principal strain
图 5. 最大主应变云图

识别棘轮效应可以通过绘制节点变形-时间图, 周期性行为表示非棘轮行为。等效塑性应变的历程曲线也可以用于识别棘轮效应。图 6 给出了不同内压作用下的等效塑性应变历程曲线, 弹性核始终保持弹性, 因此在全部的循环加载过程中等效塑性应变一直为 0; 当内压为 9 MPa 时, 每次内压加卸载过程中等效塑性应变均不发生变化, 此时结构处于安定状态; 当内压为 10 MPa 时, 在最初的循环加载过程中会发生等效塑性应变的累积, 但随着循环次数的增加等效塑性应变不会随着内压的加卸载发生变化, 此时结构也是处于安定状态; 当内压为 11 MPa 或 12 MPa 时, 在全部的循环加载过程中等效塑性应变会随着循环次数的增加逐渐累积, 此时结构也是处于棘轮状态。

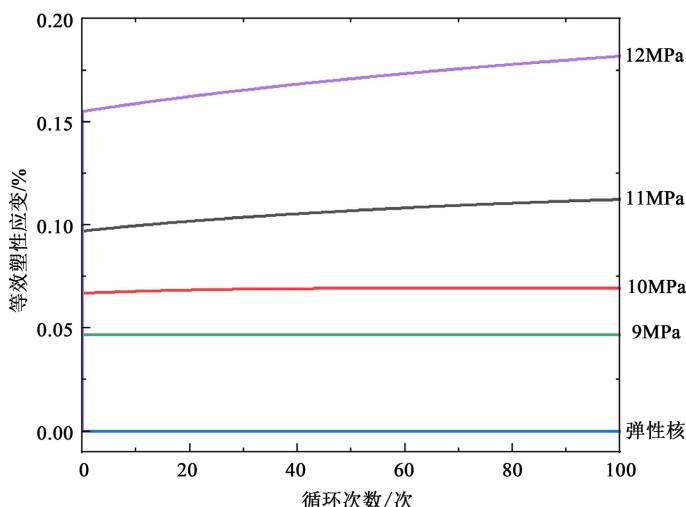


Figure 6. Equivalent plastic strain history curves
图 6. 等效塑性应变历程曲线

4.4. 弹性-理想塑性分析方法

在使用弹性-理想塑性分析方法进行棘轮评价时, 需要逐步选择合适的目标非弹性应变以及名义屈服强度来进行分析[15]。在本次的分析过程中, 选用图 4 中的路径 2 并考虑了目标非弹性应变为 0.1%、0.2% 以及 0.3% 这三种情况, 计算得到的塑性应变如图 7 所示。当目标非弹性应变大于 0.1074% 时, 由等式应力应变曲线和目标非弹性应变得到的应力 S_{ISSC} 大于材料本身的屈服强度, 此时应选用屈服强度作为名义屈服强度来进行后续的分析, 为了方便比较, 图中仍给出了在内压为 10 MPa 和 11 MPa 时以 S_{ISSC} 为名义屈服强度的结果。从图中也可以看出如果一直选用 S_{ISSC} 为名义屈服应力, 计算后的结果会过于激进。较小的目标非弹性应变对应较低的名义屈服强度, 导致塑性应变增加, 总的非弹性应变可能接近或超过应变限值。虽然保守, 但可能会因收敛困难或计算耗时降低效率。

通过上述对弹性-理想塑性分析方法的分析可知, 当选用的目标非弹性应变为 0.3% 时选用的名义屈服强度与目标非弹性应变为 0.2% 时的值相同, 因此在本案例评价时选用的目标非弹性应变为 0.1% 和 0.2%, 具体的评价结果如表 6 所示。

通过表中列出的评价结果可知, 虽然选用较大的目标非弹性应变会名义屈服强度增大, 导致计算的塑性应变偏小, 但是评价时要限制的应变为计算得到的塑性应变与目标非弹性应变相加的结果, 在本算例中, 选用较大的目标非弹性应变会导致更加保守的评价结果。在内压较低时, 总应变由目标非弹性应变主导, 此时可选择较小的目标非弹性应变以满足限制。而在内压较高时, 计算得到的塑性应变会占据主导地位, 可能会导致超过应变限值。这表明了目标非弹性应变的选择对评价结果的影响很大, 因此

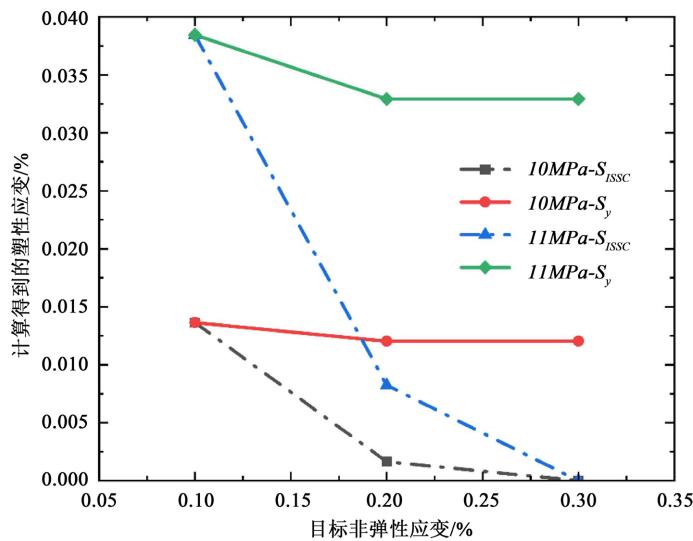


Figure 7. Plastic strain obtained from calculation

图 7. 计算得到的塑性应变

Table 6. Evaluation results of elastic-perfectly plastic analysis method

表 6. 弹性 - 理想塑性分析方法评价结果

内压/MPa	目标非弹性应变/%	平均应变/%	限值/%	局部应变/%	限值/%
11	0.1	0.13845	0.5	0.22263	2.5
	0.2	0.23293	0.5	0.31154	2.5
12	0.1	0.19093	0.5	0.32118	2.5
	0.2	0.28047	0.5	0.40369	2.5
13	0.1	0.28782	0.5	0.49439	2.5
	0.2	0.36817	0.5	0.56217	2.5
14	0.1	0.46228	0.5	0.80010	2.5
	0.2	0.52621	0.5	0.84813	2.5

使用该评价方法时一定要选择合适的目标非弹性应变。在对该方法的实际运用中，需要根据结果逐步缩小目标非弹性应变的范围，直至找到满足应变限制的最小值，并且可以针对不同的材料和几何结构，预存最优的目标非弹性应变，可提高分析效率。

4.5. 分析结果对比

表 7 列出了采用四种棘轮评价方法对球形封头径向开孔接管结构进行棘轮评价的结果。

Table 7. Comparsion of the evaluation results

表 7. 评价结果对比

内压/MPa	弹性分析方法	简化非弹性分析方法	弹性理想塑性分析方法	非弹性分析方法
6	通过	通过	通过	通过
7	通过	通过	通过	通过

续表

8	不通过	通过	通过	通过
9	不通过	通过	通过	通过
10	不通过	通过	通过	通过
11	不通过	不通过	通过	通过
12	不通过	不通过	通过	通过
13	不通过	不通过	通过	通过
14	不通过	不通过	不通过	通过

弹性分析方法、简化非弹性分析方法和弹性 - 理想塑性分析方法分别在内压达到 8、11 和 14 MPa 时无法通过评定，而非弹性分析方法在内压为 14 MPa 时仍可通过评定。其中，弹性分析方法与简化非弹性分析方法均采用了应力分类的思想，但弹性分析方法会更加保守而且适用温度范围更低，这两种分析方法均需要分别施加机械载荷与热载荷，计算所需要的时间会相对更短。

弹性 - 理想塑性分析方法与以上两种方法不同，评价过程中不需要进行应力分类，它是基于弹性应力分析来实现的简化棘轮评价方法，并通过循环塑性解来限制实际构件中累积的应变量。通过前文的算例评价结果可以看出，弹性 - 理想塑性分析方法完全可以替代弹性分析方法与简化非弹性分析方法，虽然评价过程会更复杂，但是可以进一步降低评价的保守性。

非弹性分析方法需要应用材料实际的非弹性本构模型来进行分析，虽然计算过程相对复杂，但它的保守性最低。

5. 结论

本文简要介绍了 N-898 中的四种棘轮评价方法，并基于 N-898 中 617 合金的材料数据，将其给出的非弹性本构模型编写成 Abaqus 用户子程序以完成对结构的非弹性分析，并通过一球形封头径向开孔接管结构对文中介绍的四种棘轮评价方法进行了分析对比研究：

- 1) 根据前文的算例分析，弹性分析方法、简化非弹性分析方法、弹性 - 理想塑性分析方法、非弹性分析方法计算复杂程度逐渐递增，保守性逐渐减小，且弹性 - 理想塑性分析方法和非弹性分析方法的适用温度范围要比弹性分析方法与简化非弹性分析方法的适用范围要大；
- 2) 弹性 - 理想塑性分析方法相较于基于应力分类法的评价方法更加精确和先进，完全可以替代弹性分析方法和简化非弹性分析方法对棘轮进行评价；
- 3) 弹性 - 理想塑性分析方法的评价结果会受到目标非弹性应变的影响，一个小的目标非弹性应变对应着一个小的屈服强度，这会导致计算得到的塑性应变偏保守，但评价时的总应变为计算得到的塑性应变加上目标非弹性应变，选择较大的目标非弹性应变反而会导致评价结果更保守。

通过本文的研究希望可以为 617 合金与弹性 - 理想塑性分析方法在未来高温结构中的应用起到一定的指导作用，并且会在未来的工作将进一步拓展研究范围，涵盖不同几何形状、载荷和温度条件下的敏感性及不确定性分析，以全面验证方法的普适性。

参考文献

- [1] Benz, J.K., Carroll, L.J., Wright, J.K., Wright, R.N. and Lillo, T.M. (2014) Threshold Stress Creep Behavior of Alloy 617 at Intermediate Temperatures. *Metallurgical and Materials Transactions A*, **45**, 3010-3022.
<https://doi.org/10.1007/s11661-014-2244-y>

-
- [2] Wright, J.K. (2015) Draft ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section III, Division 5, Section HB, Subsection b, Code Case for Alloy 617 and Background Documentation. Idaho National Lab.
 - [3] American Society of Mechanical Engineers (ASME) (2021) ASME Section III Code Case N-898-2019, Use of Alloy 617 for Class an Elevated Temperature Service Construction. ASME.
 - [4] American Society of Mechanical Engineers (ASME) (2021) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, 2023 Edition, Division 5, High Temperature Reactors. ASME.
 - [5] 刘正奇, 高付海. ASME-III-5 高温 1 级部件分析设计方法的改进方向探讨[J]. 原子能科学技术, 2024, 58(4): 848-855.
 - [6] 高付海, 宫建国, 轩福贞. 基于非弹性分析方法的核电高温结构完整性评价框架及应用[J]. 压力容器, 2022, 39(4): 33-41.
 - [7] 何思翩, 彭恒, 史力, 等. 基于 ASME III-5 中 800H 合金材料数据的高温部件非弹性分析评价方法[J]. 压力容器, 2023, 40(10): 28-37.
 - [8] Wright, R.N. (2021) Draft ASME Boiler and Pressure Vessel Code Cases and Technical Bases for Use of Alloy 617 for Constructions of Nuclear Component Under Section III, Division 5. <https://doi.org/10.2172/1836553>
 - [9] Wang, Y., Jetter, R.I., Baird, S.T., *et al.* (2015) Report on FY15 Alloy 617 SMT Creep-Fatigue Test Results. Oak Ridge National Lab.
 - [10] Wang, Y., Jetter, R.I., Baird, S.T., *et al.* (2015) Report on FY15 Two-Bar Thermal Ratcheting Test Results. Oak Ridge National Lab.
 - [11] 傅孝龙, 王东辉, 杜娟, 等. 核级设备简化弹塑性疲劳分析中的塑性修正[J]. 机械工程师, 2017(1): 67-70.
 - [12] Bree, J. (1967) Elastic-plastic Behaviour of Thin Tubes Subjected to Internal Pressure and Intermittent High-Heat Fluxes with Application to Fast-Nuclear-Reactor Fuel Elements. *Journal of Strain Analysis*, 2, 226-238. <https://doi.org/10.1243/03093247v023226>
 - [13] Messner, M.C. and Sham, T. (2019) Isochronous Stress-Strain Curves for Alloy 617. *ASME 2019 Pressure Vessels & Piping Conference*, San Antonio, 14-19 July 2019, 1-10. <https://doi.org/10.1115/pvp2019-93642>
 - [14] 沈鋆, 刘应华, 陈志伟. 压力容器分析设计标准中高温分析方案的修订和讨论[J]. 压力容器, 2018, 35(5): 52-59.
 - [15] Xia, Q., Gong, J. and Xuan, F. (2018) Creep Analysis for Pressurized Components under Creep Conditions Based on Isochronous Stress-Strain Curve and Elastic-Perfectly Plastic Material Model. *ASME 2018 Pressure Vessels and Piping Conference*, Prague, 15-20 July 2018, 1-6. <https://doi.org/10.1115/pvp2018-84265>