

专题综述

核用钢高温力学性能及本构模型综述¹⁾

莫亚飞* 杜柔† 马寒松† 刘小明†,2)

*(中国原子能科学研究院, 北京 102413)

†(中国科学院力学研究所, 北京 100190)



刘小明, 中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室研究员、博导, 国科大工学院岗位教授。2009 年在清华大学力学专业获得工学博士, 2009—2011 年在格罗宁根大学从事博士后研究工作。2011 年至今在中国科学院力学研究所工作, 从事材料变形与损伤以及跨尺度接触摩擦力学等研究。正在主持基金委优青和核工业部等项目 11 项, 任国际计算力学学会理事, 《力学学报》编委, 担任中国力学学会计算力学专委会、中国力学学会理性力学与数学方法专委会、中国振动工程学会结构动力学专委会委员, 在接触摩擦相关领域杂志如: *JMPS*, *IJSS*, *J. Tribol.*, *Tribol. Int.* 等上发表 SCI 论文 60 余篇。研究内容包括: (1) 极端条件下材料的塑性与破坏; (2) 微观特征对宏观表面接触规律; (3) 接触摩擦过程中能量损耗力学机理。

摘要 为发展适用于结构完整性评定的高温非弹本构模型, 本文对 316 奥氏体不锈钢和 9Cr-1Mo 钢高温力学性能及非弹本构模型进行了综述。通过比较单轴拉伸、应变控制循环、蠕变以及塑变-蠕变交互性能, 展示了两类核用钢高温力学行为的异同。其中, 温度、加载速率、应力水平等对核用钢高温力学性能均有影响。另外, 综合评价了用于描述核用钢高温力学性能的两类非弹本构模型, 并对模型发展趋势进行了讨论。对核用钢高温力学性能综合准确描述有助于解决工程中核反应堆结构完整评价问题。

关键词 高温力学性能, 316 奥氏体不锈钢, 9Cr-1Mo 钢, 非弹本构模型

中图分类号: TB126 文献标识码: A doi: 10.6052/1000-0879-22-110

REVIEW OF HIGH-TEMPERATURE MECHANICAL PROPERTIES AND CONSTITUTIVE MODEL OF NUCLEAR STEELS¹⁾

MO Yafei* DU Rou† Ma Hansong† LIU Xiaoming†,2)

*(China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China)

†(Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract To develop a high-temperature inelastic constitutive model suitable for structural integrity assessment, the high temperature mechanical properties of 316 austenitic stainless steel and 9Cr-1Mo steel are reviewed in this paper. By comparing the uniaxial tensile, strain-controlled cyclic, creep and plastic-creep interaction properties, the similarities and differences of the high-temperature mechanical behaviors of the two types of nuclear steels are demonstrated. Also, temperature, loading rate, stress level etc. have an influence on

2022-02-23 收到第 1 稿, 2022-04-06 收到修改稿。

1) 国家自然科学基金 (11772334, 11890681, 12022210, 12032001, 12125202) 资助项目。

2) 刘小明, 教授, 研究方向为材料变形与损伤以及接触摩擦磨损。E-mail: xiaomingliu@imech.ac.cn

引用格式: 莫亚飞, 杜柔, 马寒松等. 核用钢高温力学性能及本构模型综述. 力学与实践, 2022, 44(3): 564-575

Mo Yafei, Du Rou, Ma Hansong, et al. Review of high-temperature mechanical properties and constitutive model of nuclear steels. *Mechanics in Engineering*, 2022, 44(3): 564-575

the above mentioned mechanical properties. In addition, two types of high-temperature constitutive models are comprehensively evaluated, and the development trend of models is discussed. The comprehensive description of the high-temperature mechanical properties of nuclear steel is helpful for the complete evaluation of nuclear reactor structure.

Keywords high-temperature mechanical behaviors, 316 austenitic stainless steel, 9Cr-1Mo steel, inelastic constitutive model

钠冷快中子反应堆（简称快堆）是世界范围内公认的第四代反应堆代表堆型之一。快堆有两个特点：一是它的燃料是天然铀中不易裂变且丰度占 99.2% 以上的铀-238；二是它能在堆运行时产生新的易裂变核燃料，即增殖。因此大力发展快堆具有如下作用：一方面，压水堆用不了的贫铀-238 可供快堆使用；另一方面，快堆增殖产生的燃料可为压水堆准备大量天然铀^[1]。在正常运行工况下，快堆堆芯出口平均温度约 550℃。在设计快堆电站时，要求结构在该运行工况下使用寿命满足 40 年。

发展快堆，最重要的是要保证其在服役寿命周期内安全稳定运行。针对反应堆结构设计而言，需保证结构在高温服役过程中的完整性。目前，国际上成熟的评价标准有美国 ASME 规范^[2]、法国 RCC-MR 规范^[3] 和英国 R5 规程^[4]。轩福贞等^[5]将三种安全评定标准在不同工况下的使用情况进行了详细论述，其中快堆结构主体材料在高温下失效大致可以分为蠕变损伤、疲劳损伤、棘轮失效以及蠕变-疲劳耦合损伤。大体上，有两种分析方法可对这些损伤进行安全评定：弹性分析方法和非弹性分析方法。弹性分析方法是基于弹性本构模型计算材料在载荷工况下应力、应变响应，进而对结构进行评估。其特点为简单、易于执行，在实际工程中应用较多。但弹性分析法做了很多简化处理，其安全评价结果往往过于保守。非弹性分析方法是使用材料实际高温非弹本构模型进行计算，其安全评估相比于弹性分析方法更为精确。随着材料数据库的积累以及计算能力的提高，使用非弹分析方法对快堆进行结构完整性评定是未来发展的一个趋势。但是使用这种方法对材料的高温非弹本构具有很高要求，即所用非弹本构能够较为准确描述结构材料在实际复杂工况下的力学响应。

快堆结构材料主要为以下两种核用钢：316

系列奥氏体不锈钢，主要用于一回路压力边界主容器、二回路系统中间热交换器和主工艺管道；9Cr-1Mo 钢，主要用于蒸汽发生器。但是，文献中关于 316 系列奥氏体不锈钢和 9Cr-1Mo 钢高温力学性能的报道主要集中在某一特定工况下，很少涉及综合高温力学性能。对于奥氏体不锈钢，Hyde^[6] 提供了高温蠕变数据，Armas 等^[7] 研究了高温应变控制循环加载性能，高温塑变和蠕变相互影响可见文献 [8-10]；对于 9Cr-1Mo 钢的高温各种特定加载条件下力学性能可见于文献 [11-16]。然而，用于高温非弹分析方法的非弹本构模型需要能够描述材料在高温下各种工况的力学性能，即综合力学性能^[2]。因此，为发展能用于高温结构评价的可靠高温非弹本构模型，需要快堆主体结构材料综合高温力学性能数据作为支撑。

本文首先综述了 316 奥氏体不锈钢和 9Cr-1Mo 钢高温力学性能，为发展高温非弹性本构模型提供数据支撑，材料的高温力学性能主要分为以下四个方面：单轴拉伸性能、应变控制循环性能、蠕变性能以及塑变-蠕变交互作用。然后介绍了两类高温非弹本构模型：分离型本构和统一型本构，并对本构模型发展趋势进行了讨论。

1 典型高温力学性能

基于 ASME 规范对获取高温非弹本构所需高温力学性能数据要求，本节综述了两种核用钢在 450℃~650℃ 温度区间内典型力学性能：单轴拉伸、应变控制循环、蠕变、蠕变-疲劳。这些力学性能数据可为高温非弹本构模型的选取以及标定提供依据。

1.1 单轴拉伸性能

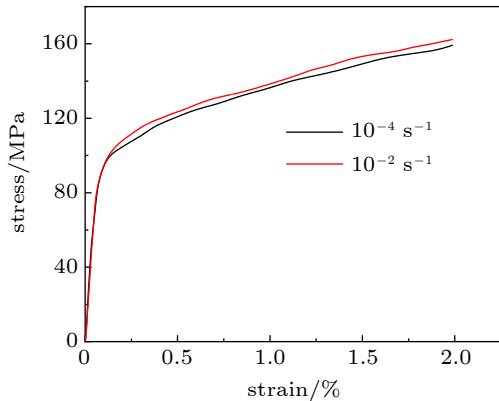
单轴拉伸性能是快堆结构材料最基本的力学性能之一。通过单轴拉伸试验，可以获得材料的应力应变关系、屈服强度、应变速率敏感系数等

材料参数。

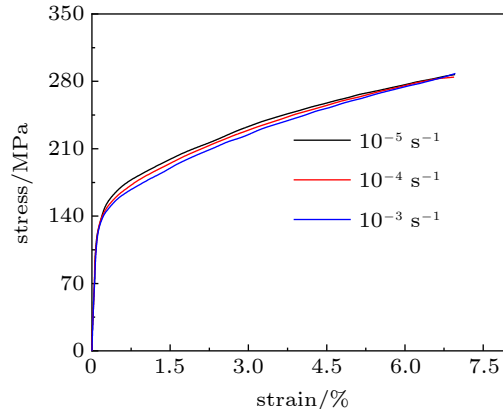
1.1.1 316 奥氏体不锈钢

316 奥氏体不锈钢高温单轴拉伸的一个典型特征是呈现率无关性。根据含碳量以及热处理工艺的不同, 316 奥氏体不锈钢有常见三种牌号:

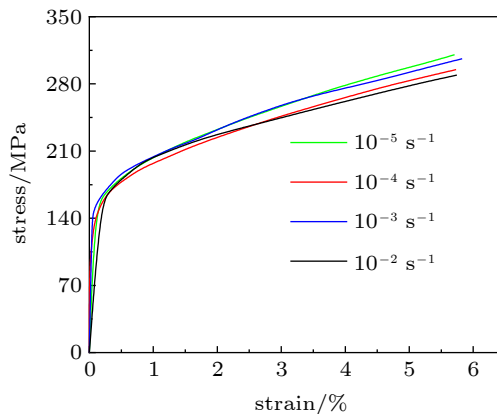
316H, 316L 和 316FR。其中 316FR 为日标牌号, 316L 和 316H 为美标牌号。如图 1 所示, 当温度一定时, 不同拉伸速率的应力应变曲线基本重合。这种材料率无关效应与材料在高温变形过程中发生的动态应变时效机制有关^[17-18]。



(a) 316FR 在 650 °C 单轴拉伸曲线^[19]
(a) Uniaxial tensile curve of 316FR at 650 °C



(b) 316L 在 650 °C 单轴拉伸曲线^[20]
(b) Uniaxial tensile curve of 316L at 650 °C



(c) 316H 在 550 °C 单轴拉伸曲线^[21]
(c) Uniaxial tensile curve of 316H at 550 °C

图 1 奥氏体不锈钢在不同温度和应变速率下的单轴拉伸曲线

Fig. 1 Uniaxial tensile curve of austenitic stainless steels at different temperatures and strain rates

1.1.2 9Cr-1Mo 钢

与 316 奥氏体不锈钢相反, 9Cr-1Mo 钢在高温下具有显著率效应。图 2 为 9Cr-1Mo 钢在 550 °C 不同拉伸速率下的应力应变曲线^[22]。可以看到, 其屈服应力随着加载速率增加而增大。另外, 当应变速率一定时, 合金在塑性变形中具有一定程度应变硬化效应。

1.2 应变控制循环性能

应变控制循环加载是指恒定应变速率下对材料在一定幅值内进行反复加、卸载, 其最大最小

应变幅比值为-1。其中, 力学响应主要为循环滞回曲线形状以及峰值应力演化规律, 这里峰值应力是指每个循环周次中最大应力。这些力学响应与加载温度、应变幅值、加载速率有关。

1.2.1 316 奥氏体不锈钢

总体而言, 奥氏体不锈钢呈现循环硬化特性, 即每次循环的峰值应力随着循环次数增加而增大^[17]。这一现象与循环过程中动态应变时效的强化作用有关。当循环达到一定次数后, 峰值应力达到饱和水平, 此时动态应变时效的强化作用与

位错消失引起的材料软化作用达到平衡。而峰值应力饱和水平受温度、应变幅值以及加载速率影响。

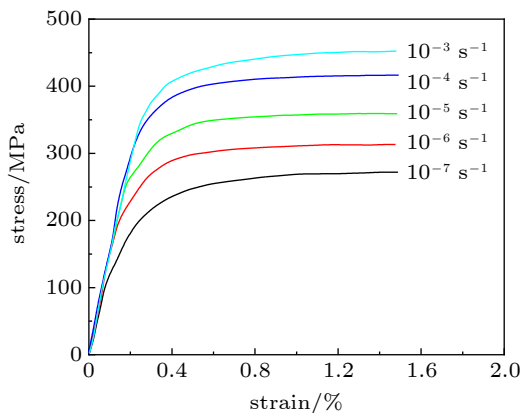


图 2 9Cr-1Mo 钢在 550°C 不同应变速率下的单轴拉伸曲线^[22]

Fig. 2 Uniaxial tensile curve of 9Cr-1Mo steel at different strain rates of 550°C^[22]

温度对循环性能影响体现在峰值应力进入饱和水平的速率上。Koo 等^[21] 提供了 316H 奥氏体不锈钢在 500°C~650°C 之间 100 周次下循环滞回曲线，其应变幅值和加载速率分别固定为±0.6% 和 10^{-4}s^{-1} 。结果表明峰值应力达到饱和水平所需循环周次随着温度的升高而减小。这说明温度越高，循环硬化越容易达到稳定。

应变幅值对峰值应力进入饱和水平的速率以及循环稳定后再次硬化或者软化均有影响。图 3 为 316H 不同幅值下峰值应力随着循环周次变化趋势^[23]，其中循环温度和应变速率分别为 550°C 和 10^{-4}s^{-1} 。总体而言，所有应变幅值下材料均表现为循环硬化直到峰值应力趋于饱和，然后随着循环进一步些许软化直到断裂。这种后期软化现象是由于位错消失引起的材料软化作用大于动态应变时效的强化作用。对于不同幅值，峰值应力达到饱和和所需循环周次随着幅值增加而减小。这种现象是因为：应变幅值越大，单个循环累计塑性应变也越大，进而动态应变时效引起的硬化和位错消失引起的软化平衡所需循环周次也就越少。值得注意的是，材料在±0.3% 幅值循环时出现了轻微的二次硬化现象，这是因为循环过程中动态应变时效的强化作用又大于位错消失引起的材料软化作用。因此，不同幅值对于整个寿命周期峰值应力的演化影响较为复杂。

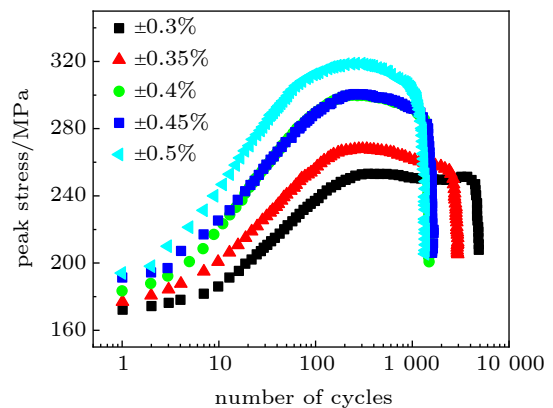


图 3 316H 不锈钢 550°C 循环力学响应循环最大应力 vs 循环周次^[23]

Fig. 3 Mechanical response of maximum stress vs cyclic number for 316H stainless steel at 550°C^[23]

材料的峰值应力饱和水平同样与加载速率有关。Armas 等^[7] 对 316H 和 316L 三种不锈钢材料进行了不同应变速率的循环加载试验，其温度范围为 300~923 K，应变幅值为±0.5%，结果见图 4。可以看到，三种材料在 523~873 K 范围内峰值应力饱和水平与应变速率呈负关系，即较低应变速率对应较高峰值应力饱和水平；当温度进一步增加时，两者又呈现正关系。这种关系在其他文献也有体现：当温度为 600°C 时，316L 不锈钢的循环应力幅值饱和水平与加载速率呈负关系^[24]；而当温度为 650°C 时，两者基本上呈现正关系^[20]。这说明，循环加载速率对峰值应变饱和水平有影响，其影响方式与温度有关。

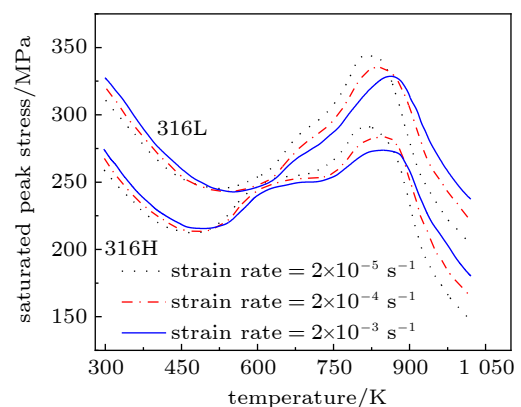


图 4 316H 和 316L 不锈钢循环应力幅值饱和水平与温度和加载速率的关系^[7]

Fig. 4 Relationship between cyclic stress amplitude saturation level and temperature, strain rate for 316H and 316 L stainless steel^[7]

1.2.2 9Cr-1Mo 钢

高温应变控制循环加载下, 9Cr-1Mo 钢呈现循环软化特性, 即峰值应力随着循环次数的增加而减小。图 5 为 9Cr-1Mo 钢在整个循环寿命周期内峰值应力下降程度随着循环周次变化关系, 其中温度、应变幅值以及加载速率分别为 600°C 、 $\pm 0.5\%$ 和 10^{-3}s^{-1} 。可以看到, 随着循环的进行峰值应力一直在下降, 其下降速率从刚开始减小到趋于稳定, 然后再次增加直到最后断裂。因此, 可以将 9Cr-1Mo 钢应变控制循环加载分为三个阶段: 初始阶段, 即峰值应力下降速率逐渐在减小; 稳定阶段, 即峰值应力下降速率稳定不变; 加速阶段, 即峰值应力下降速率再次增大, 损伤逐渐明显。

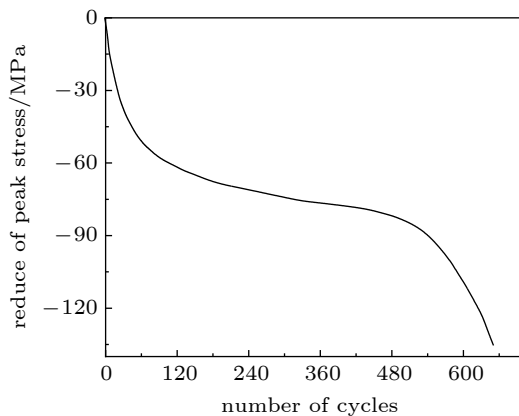


图 5 9Cr-1Mo 钢在 600°C 下 $\pm 0.5\%$ 应变幅值循环试验结果^[25]

Fig. 5 Cyclic results of 9Cr-1Mo steel at $\pm 0.5\%$ strain amplitude under 600°C ^[25]

与奥氏体不锈钢一样, 9Cr-1Mo 钢峰值应力演化规律受应变幅值影响。Yaguchi 等^[22] 给出了 9Cr-1Mo 钢在不同应变幅值 ($\pm 0.35\% \sim \pm 1.0\%$) 峰值应力与循环周次的关系 (图 6), 其温度与加载速率分别为 550°C 和 10^{-3}s^{-1} 。可以看出, 不同应变幅值对应的软化程度不一样。幅值为 $\pm 0.35\%$ 时, 峰值应力随着循环周次只有轻微降低; 但当幅值为 $\pm 1.0\%$ 时, 循环软化十分明显。9Cr-1Mo 钢在 600°C 下同样表现为循环软化且峰值应力下降大小与应变幅值呈现正相关关系^[26]。值得注意的是, 文献 [22, 26] 给出的应变控制循环数据并没有包含损伤, 这是因为其研究主要集中在 9Cr-1Mo 钢高温非弹变形。

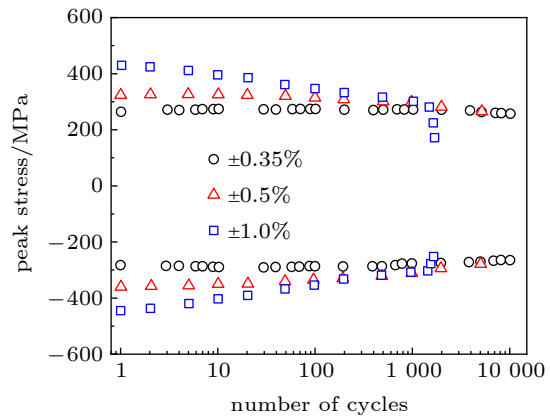


图 6 9Cr-1Mo 钢在 550°C 不同应变幅值循环下峰值应力随着循环次数演化过程^[22]

Fig. 6 The peak stress of 9Cr-1Mo steel evolves with the number of cycles under the cycle of different strain amplitudes at 550°C ^[22]

综上分析, 这两类核用钢高温应变控制循环性能差别很大: 奥氏体不锈钢整体上表现为循环硬化特性, 而 9Cr-1Mo 钢呈现循环软化性质。这种差异决定这两类核用钢对应的高温非弹本构会有很大不同。另外, 温度、应变幅值以及加载速率对于两类核用钢的循环力学性能也有影响, 故高温非弹本构也需要将这些因素考虑在内。

1.3 高温蠕变性能

蠕变行为是指材料长时间在恒温恒载下产生的一种迟缓且连续的非弹性流动行为。这种行为通常通过蠕变试验来表征。试验可得到蠕变应变变化量与蠕变时间的变化曲线, 即蠕变曲线。典型的蠕变曲线可分为第一阶段 (初始蠕变阶段)、第二阶段 (稳定蠕变阶段) 和第三阶段 (加速蠕变阶段)。

1.3.1 316 奥氏体不锈钢

在早期公开文献提供了 316 奥氏体不锈钢上万小时的高温蠕变数据曲线^[6]。其中当温度为 550°C 时, 蠕变在 200 MPa 和 260 MPa 应力下只发生了第一阶段和第二阶段蠕变; 并且当应力越大时, 第二阶段应变速率也越大。当温度为 600°C 时, 200 MPa 载荷下的蠕变在 40000 小时内进入了第三阶段, 说明温度的升高使得合金抗蠕变性能减弱。然而, 在新材料的实际使用过程中, 我们很难做上万小时的蠕变试验来评估材料高温性能是否满足要求。因此, 我们通常使用高应力或者高

温度来缩短蠕变试验的总时间。如图 7, Wilshire 等^[27] 分别使用高应力 360 MPa 和 450 MPa 对 316H 不锈钢在 575℃ 进行蠕变试验, 其总时间

在 200 h 以内。值得注意的是, 通过短时蠕变试验标定的本构模型对长时间蠕变的预测一般会存在误差, 这也是工程上亟需解决的一大难题。

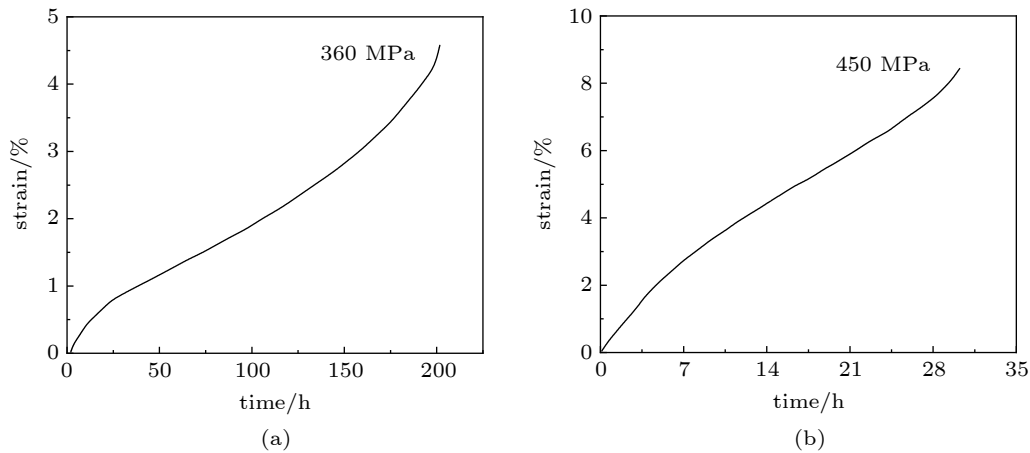


图 7 316H 不锈钢在 575℃ 下短时蠕变曲线^[27]

Fig. 7 Short-term creep curve of 316H stainless steel at 575℃^[27]

1.3.2 9Cr-1Mo 钢

由于 9Cr-1Mo 钢是新型核用钢, 其高温蠕变研究主要集中在近 20 年。其中, 日本学者 Yaguchi 等^[22] 研究了 9Cr-1Mo 钢在 550℃ 的长时蠕变性能 (图 8)。可以看到, 当载荷应力为 180 MPa, 蠕变在 4000 h 内只发生了第一阶段和第二阶段蠕变, 蠕变变形量约为 1.6%。当载荷应力提升至 200 MPa, 蠕变速率在 3000 h 后明显增加, 即进入了蠕变第三阶段。而载荷应力继续增加到 240 MPa, 不到 200 h 就进入了蠕变第三阶段。Basirat 等^[28] 同样给出了 9Cr-1Mo 钢在 600℃ 和 650℃ 蠕变力学响应。当蠕变温度在 600℃ 时, 蠕变在 150 MPa 下只有第一阶段和第二阶段; 应力水平增加到 200 MPa 时, 蠕变经过一定时长的第二阶段后进入第三阶段。当蠕变温度为 650℃ 时, 蠕变在 150 MPa 会进入第三阶段; 而在 200 MPa 时蠕变第二阶段几乎消失, 蠕变在第一阶段后迅速进入第三阶段。综上可知, 9Cr-1Mo 钢蠕变第二阶段会随着蠕变温度升高以及载荷应力增大而越来越不明显。

综上, 两类核用钢蠕变力学性能受温度与应力水平影响。温度越高, 蠕变抗力会越小。当温度一定时, 变形速率随着应力水平的降低而下降。当应力水平很低时, 材料会长时间处于蠕变第二阶段; 随着应力水平的升高, 第二蠕变阶段时间

缩短, 很快进入第三蠕变阶段。因此, 试验中选取合适蠕变应力水平对高温蠕变性能表征十分重要。

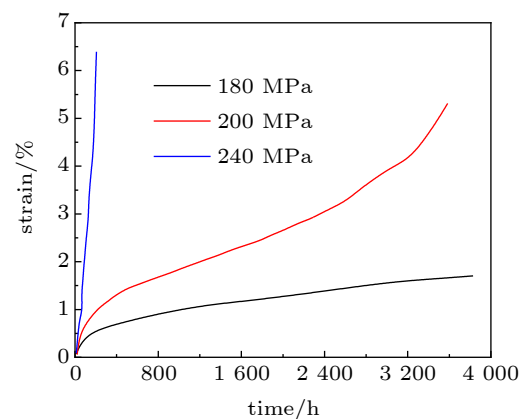


图 8 9Cr-1Mo 钢在 550℃ 下蠕变曲线^[22]

Fig. 8 Creep curve of 9Cr-1Mo steel at 550℃^[22]

1.4 塑变-蠕变交互作用性能

以上描述三类高温试验均为简单表征试验。作为核反应堆主体结构材料, 316 奥氏体不锈钢和 9Cr-1Mo 钢在工实际况下塑变和蠕变均会发生。因此, 预测总的非弹性变形除了需要单独考虑塑变和蠕变外, 还需要考虑两者之间的交互作用。文献中主要有两类试验研究这两种核用钢高温下交互作用: 第一类试验将塑变和蠕变完全分开进行; 第二类试验将塑变和蠕变交替进行。

1.4.1 316 奥氏体不锈钢

对于第一类试验, 比较有代表性工作是 Ohashi 等^[29-30] 在单向加载下研究 316 奥氏体不锈钢塑变和蠕变之间的交互作用。其结果表明: 预蠕变对塑性变形有硬化作用, 而预塑变会提高蠕变变形抗力。316H 不锈钢高温下塑变和蠕变交互作用也表现出同样的力学行为^[27]。对于第二类试验, 比较典型研究为 Sauzay 等^[31] 在 550℃ 对 316L 不锈钢进行循环加载试验: $\pm 0.3\%$, 应变速率定为 10^{-3}s^{-1} , 每个循环均在最大应变处保载松弛一定时间, 其结果如图 9 所示。应力松弛会使循环应力幅值的饱和水平增加, 但同时也会缩短循环寿命周期。

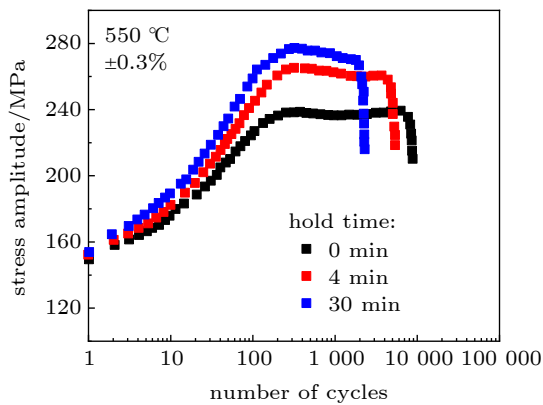


图 9 316L 不锈钢 550℃ 应变控制循环中保载时间对循环性能的影响^[31]

Fig. 9 Influence of load holding time on cyclic performance for 316L stainless steel at 550℃^[31]

1.4.2 9Cr-1Mo 钢

对于第一类试验, Yaguchi 等^[22] 在预塑性变形中使用了循环加载方式, 然后在最大应变处进行应力松弛。其结果表明: 循环塑变应变速率越低, 之后松弛过程中应力水平下降速率越慢。对于第二类试验, Saad 等^[14] 在 600℃ 对 9Cr-1Mo 钢进行的应变控制循环加载: 应变幅值为 $\pm 0.5\%$, 应变速率定为 10^{-3}s^{-1} , 每个循环均在最大应变处保载松弛 2 min。试验结果 (图 10) 表明: 在循环加载过程引入松弛, 将加速 9Cr-1Mo 循环软化以及缩短循环断裂寿命周期。

以上两类交互试验, 第一类试验将塑变和蠕变依先后顺序单独分开, 可简单说明塑变与蠕变之间的相互影响规律; 此类试验操作相对简单,

常见于早期文献^[22, 29-30]。第二类试验中塑变和蠕变在每个周期内交替发生, 其模拟工况与实际加载情况更为接近; 这类试验对仪器要求较高, 故后期才被用于塑变-蠕变交互作用研究^[14, 31]。

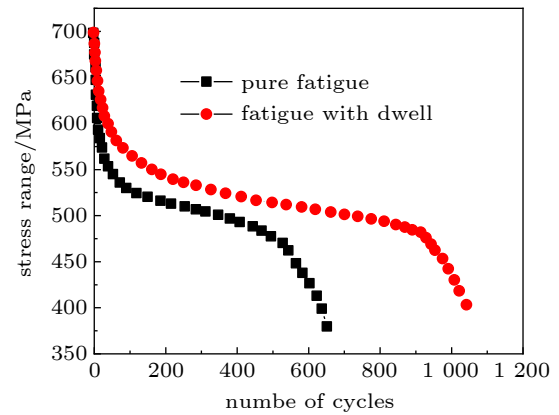


图 10 9Cr-1Mo 钢 600℃ 应变控制循环+保载曲线^[14]
Fig. 10 Strain controlled cyclic and load holding curves for 9Cr-1Mo steel at 600℃^[14]

1.5 核用钢力学性能总结与讨论

本节主要综述了文献中可用于标定高温非弹本构的核用钢力学性能数据, 其中单轴拉伸、应变控制循环和蠕变为核用钢基本力学性能, 塑变-蠕变交互作用为核用钢复杂状况的力学响应。可以看到两类核用钢在工作温度下性能差别较大, 主要体现在: (1) 单向拉伸性能: 奥氏体不锈钢表现为率无关性, 9Cr-1Mo 钢具有明显率效应; (2) 应变控制循环性能: 奥氏体不锈钢呈现循环硬化, 9Cr-1Mo 钢表现为持续的循环软化。但在蠕变性能以及塑变-蠕变相互作用上也有相似处: 蠕变均会受温度和应力水平影响: 温度越高, 蠕变抗力越小, 应力水平越高, 第二阶段蠕变阶段时间越短; 塑变与蠕变会相互影响: 预蠕变对塑性变形有硬化作用, 预塑变可提高蠕变变形抗力。

需要注意, 核用钢的高温力学性能还会受到应力状态、辐照等因素的影响。如 Takahashi 等^[32] 和 Niu 等^[33] 使用缺口试样分别研究了应力状态对奥氏体不锈钢和 9Cr-1Mo 蠕变寿命影响, 研究发现核用钢高温变形过程中蠕变损伤行为与应力三轴度有关。但是, 当损伤不明显时, 核用钢的高温变形表现为各向同性, 与应力状态关系不大。另外, 核用钢在辐照下显微结构发生改变^[34], 对

应力学性能会产生变化。然而，在复杂高温变形中再考虑辐照影响，情况将变得十分复杂，目前文献中没有进行此种类型的研究。本文的目的是综述用于标定非弹本构模型的核用钢高温力学性能，因此没有考虑应力状态和辐照的影响。

文献中核用钢高温力学性能研究均是在恒温下进行。在快反应堆实际工况中，结构材料的温度载荷在不断变化。因此，为模拟实际工况，应考虑温度变化的影响。常见方法有同相位热机循环与反相位热机循环^[35]。这种力学性能表征方法受仪器设备限制，例如准确控制温度的升降速率。因此，在现阶段核用钢变温力学性能研究不多。但是随着高温设备的发展，变温力学性能将成为标定和验证非弹本构模型的常规力学性能之一。

2 核用钢高温非弹本构模型

结构完整性非弹方法评定的核心是非弹本构模型的选取以及参数标定。而非弹本构模型的最基本要求是能够较为准确描述材料在典型加载下的力学响应。基于非弹性应变处理方式的不同，本构模型可以分为两类：分离型本构与统一型本构。其中，分离模型将塑性应变 ε^p 和蠕变应变 ε^c 分开处理，其总应变 ε 表示为

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^c \quad (1)$$

其中 ε^e 为弹性应变。而统一模型本构将塑变和蠕变统一以非弹性应变 ε^{in} 标示，总应变 ε 可表示为

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{in} \quad (2)$$

本部分先介绍文献中典型的分离型本构以及统一型本构，然后就两类模型的使用和发展趋势进行讨论。

2.1 分离型本构

分离型本构将与时间无关的塑性和时间相关的蠕变变形区别对待，根据两者的不同特点分别建立不同的本构模型加以描述。分离模型的研究主要集中在早期，典型模型有 ORNL 模型^[36]，以及随后基于 ORNL 模型改进的唐永进模型^[37]、R5SV 模型^[4]。

2.1.1 经典 ORNL 模型

ORNL 模型^[36] 为美国国家橡树岭实验室提出的一种经典分离型模型。模型主要由三部分组成，

塑性模型、蠕变模型以及蠕变与塑变交互作用。这种模型有两个显著特点：一是引入了相互作用因子来描述塑性与蠕变之间的相互作用；二是创建了 Pugh's method 来处理蠕变反向加载的情况，为描述蠕变多次加、卸载提供了较好的方法。以上两点为后来其他分离型本构所采用。然而，ORNL 模型在塑性部分有两点不足：一是硬化模型采用了简单的双线性硬化，对描述单向拉伸以及循环加载的非线性应力应变曲线误差较大；二是引入背应力重置法则来描述塑性循环加、卸载，这种引入带有很大的的人为性和随意性，缺少足够的理论和实验依据^[37]。虽然有以上不足，ORNL 模型不失为典型分离模型，其本构方程已被内置于商用有限元软件 ABAQUS 中。

2.1.2 改进 ORNL 模型

为克服 ORNL 模型在塑变部分的不足，发展了不少改进版 ORNL 模型。其中比较典型的模型为唐永进模型^[37] 和 R5SV 模型^[4]。

唐永进模型^[37] 由 ORNL 模型发展而来。其模型保留了 ORNL 模型中的优点，如采用 Pugh's method 处理蠕变反向加载，在随动强化项中引入相互作用因子来描述预蠕变对后继塑变作用。同时，为克服 ORNL 模型中双线性硬化缺点，改模型采用了雷雨田等^[38] 提出的塑性模型，可用于描述应力应变曲线的非线性特征。另外，此模型^[37] 详细介绍了引入塑变蠕变交互作用因子以及得到模型参数的试验方法。因此，唐永进模型是分离模型中发展较为友好的模型，值得我们对其进行研究与进一步开发。

另一种比较典型改进分离模型为英国 R5 规程中提出的 R5SV 模型^[4]。其在塑性和蠕变两部分较经典 ORNL 模型均有改进。其中，塑性部分引入一个与瞬时塑性模量相关的因子来描述应力应变曲线的非线性。其思想与唐永进模型类似，但引入非线性的方式存在差别。对于蠕变部分，R5SV 模型使用了一个背应力，模型中有三个与温度相关的函数，但这些函数的具体表达形式没有具体给出。R5SV 模型虽然为 R5 规程所使用，但没有详细说明背后力学原理以及模型的推导过程。因此，我们在使用 R5SV 模型时需做进一步考量。

2.2 统一型本构

统一型本构在近期的高温非弹本构中使用较多,其形式均是基于经典 Chaboche 模型^[39]发展而来。在这里,我们首先介绍经典 Chaboche 模型,然后讨论典型改进 Chaboche 模型,最后介绍模型参数温度插值方法。

2.2.1 经典 Chaboche 模型

经典 Chaboche 模型^[40]由法国学者 Chaboche 等人为描述 316 奥氏体不锈钢高温力学性能提出的统一本构模型。其模型主要有三部分组成:主体结构方程、随动强化准则和各向同性强化准则。其中主体结构方程中将塑变和蠕变以一个非弹性应变表示;随动强化由线性硬化、动态恢复和静态恢复三部分组成,可描述材料在变形中应力应变曲线的非线性;各向同性强化由表示循环硬化与硬化饱和的两个参数组成。经典 Chaboche 模型可以很好地描述 316 奥氏体不锈钢在单一温度下循环加载力学性能^[40]。

然而,经典 Chaboche 无法描述 9Cr-1Mo 钢循环软化特性,循环保载过程中中松弛应力的减少程度与循环周次相关性,单轴拉压不对称性等。此外,经典 Chaboche 模型只是针对单一温度的力学性能描述,没有说明不同温度间模型参数如何进行插值。

2.2.2 改进 Chaboche 模型

为描述核用钢在高温变形中的特定力学响应,很多学者对经典 Chaboche 模型进行了改进。如为描述 9Cr-1Mo 钢循环加载持续软化特性,在各向同性的演化方程中加入线性软化项^[16, 41];为加入不同应变幅值对循环稳定的影响,将各向同性强化中表示硬化饱和的参数设置成与应变记忆曲线相关的变量^[42];为描述疲劳-保载过程中应力松弛受循环周次的影响,将静态恢复项的参数设置成累积塑性应变的指数函数^[43];为描述 9Cr-1Mo 钢反常棘轮现象,将模型主体结构方程中 J_2 流动法引入应力第一不变量影响^[44]。通过以上改进,统一型 Chaboche 模型能很好描述核用钢特定力学性能。然而,改进后的 Chaboche 模型参数会增加,结构变得更加复杂。

2.2.3 统一模型温度插值

核用钢在实际服役工况下,高温变形会受温

度载荷的影响。对应非弹本构模型需拥有描述一定温度范围内高温变形的能力。因此,得到本构模型在恒温下参数后,需对这些参数进行温度插值。常见的温度插值方法有两种:第一种是线性插值方法,即对所测试温度点间的参数直接进行线性插值;第二种是函数拟合插值,即通过参数值与温度的关系来拟合一个函数,然后用这个函数关系式来进行插值。

第一种插值方法处理较为简单,在工程应用中较为常见。但这种方法得到的结果受温度间隔以及模型复杂程度的影响。当温度间隔较大时,插值的精度会下降。并且当模型较为复杂时,所得模型参数很难与温度呈现单调关系,在数值计算中会较难收敛。第二种插值方法处理略微复杂,多见于科学研究^[45-46]。因此,温度插值方法的选取与模型复杂程度有关。当模型较为简单时,推荐使用第一种插值方法;但是当模型复杂时,简单插值方法无法满足要求,只能选取第二种插值方法。

2.3 本构模型的总结与讨论

分离型本构具有表达形式简单、材料常数可以通过常规材料试验加以确定以及数值稳定性好的优点,主要应用于描述简单形式加载的工况。因此,分离型本构常见于早期高温非弹本构研究,如美国国家橡树岭实验室使用的经典 ORNL 模型、英国 R5 规程中推荐的 R5SV 模型,以及清华大学王勳成课题组发展的唐永进模型。其中,笔者认为唐永进模型值得我们做进一步发展与研究。

统一型本构具有形式复杂且参数多的特点,可以用于描述如持续循环软化、与循环周次相关的松弛效应、非正常的棘轮等复杂力学行为。虽然文献中统一型本构均是基于经典 Chaboche 模型发展而来,但具体形式因描述工况的不同而变得复杂多样。加上温度插值方法的不同,统一型本构的具体形式呈现多样性。

模型类型的选取,主要与材料高温力学性能以及工况复杂程度有关。如文献中既有分离型本构又有统一型本构对奥氏体不锈钢进行高温力学性能描述;然而,对于 9Cr-1Mo 钢文献中只使用了统一型本构。原因是 9Cr-1Mo 钢在工作温度下塑变呈现明显率相关性,此时塑变与蠕变严重耦

合在一起，无法使用分离型本构。模型选取与所描述工况复杂程度也有关系：当所描述工况较为简单时，分离型本构便于应用的优势更加明显；当所描述工况变得十分复杂，倾向于使用功能更加强大的统一型本构。统一型本构主要有数值稳定性差和模型参数获取困难的缺点。然而，随着计算能力的提升以及算法的优化，这两个缺点得到了很大改善。另外，随着快反应堆的发展，高温非弹评价方法要求使用的非弹本构描述的工况越来越复杂，早期的分离型本构很难满足其要求。并且，最近版 ASME 规范中推荐统一型本构作为高温非弹评价的本构类型。因此，统一型本构是未来高温非弹本构的发展趋势。

需要注意，统一本构模型会随着考虑因素增加而变得越来越复杂。Bartošák^[47] 使用改进 Chaboche 模型描述马氏体钢在 550℃ 低周疲劳以及疲劳-保载力学性能，其考虑的力学行为包括应变速率敏感系数、静态恢复、应变幅值相关的软化、非等比例加载引起的额外硬化等因素。所改进的模型十分复杂，一共有 32 个参数需要标定。在恒温下，这些参数标定比较容易实现。然而，如果考虑温度插值的影响，参数标定会十分困难，且数值计算将难于收敛。因此，发展适用于非弹分析的高温本构时，应忽略不重要或者影响不大的因素，使得模型尽量简单。所以，本构模型的选取应基于实际工况，不能把所有潜在的变形情况全部考虑在内。

3 结语

获取材料综合高温力学性能，发展满足结构完整性评价的高温非弹本构，是快反应堆非弹分析方法安全评定的关键要素。获取核用钢高温力学性能的类型可以分为：单轴拉伸性能、应变控制循环性能、蠕变性能以及塑变-蠕变交互性能。总体来说，以上高温力学性能数据可用于高温非弹本构模型的标定。材料的高温变形还受到温度循环、应力状态以及辐照影响。在以后研究中，当设备更为成熟时，可考虑温度循环、辐照等因素的影响。

两类高温非弹本构模型中，分离型本构只适用于描述载荷工况简单且塑变与蠕变可分开处理

的情况；而统一型本构可用来描述载荷工况较为复杂的力学响应。在核反应堆发展中，结构材料工作温度有越来越越高的趋势，即塑变与蠕变将会严重耦合在一起。另外，结构完整性安全评价也要求高温非弹本构能够描述接近实际情况的复杂工况。基于以上两点，进一步开发统一型本构是未来的发展趋势。

参 考 文 献

- 1 徐铼. 快中子堆. 现代物理知识, 2018, 30(4): 11-18
Xu Lu. Fast neutron heap. *Modern Physics Knowledge*, 2018, 30(4): 11-18 (in Chinese)
- 2 American Society of Mechanical Engineers. ASME boiler and pressure vessel code, section III, division 1, subsection NB: class 1 components, 2021
- 3 French Society for Design and Construction Rules for Nuclear Island Components. RCC-MRx code: design and construction rules for nuclear power generating stations, 2015
- 4 EDF Energy Nuclear Generation Ltd. R5: assessment procedure for the high temperature response of structure, 2014
- 5 轩福贞, 宫建国. 基于损伤模式的压力容器设计原理. 北京: 科学出版社, 2020
Xuan Fuzhen, Gong Jianguo. Principles of Pressure Vessel Design Based on Damage Mode. Beijing: Science Press, 2020 (in Chinese)
- 6 Hyde TH. Creep of 316 stainless steel at 550 and 600°C and the effects of short duration overloads on creep at 550°C. *Materials at High Temperature*, 1997, 14(1): 27-35
- 7 Armas AF, Bettin OR, Alvarez-Armas I, et al. Strain aging effects on the cyclic behavior of austenitic stainless steels. *Journal of Nuclear Materials*, 1998, 155-157: 644-649
- 8 Joseph TD, McLennon D, Spindler MW, et al. The effect of prior cyclic loading variables on the creep behaviour of ex-service type 316H stainless steel. *Materials at High Temperature*, 2013, 30(2): 156-160
- 9 Mehmanparast A, Davies CM, Dean DW, et al. The influence of pre-compression on the creep deformation and failure behaviour of type 316H stainless steel. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, 110: 52-67
- 10 Mehmanparast A. Effects of plastic pre-straining level on the creep deformation, crack initiation and growth behaviour of 316H stainless steel. *International Journal of Pressure and Vessels and Piping*, 2016, 141: 1-10
- 11 Haney EM, Dalle F, Sauzay M, et al. Macroscopic results of long-term creep on a modified 9Cr-1Mo steel (T91). *Materials Science and Engineering A*, 2009, 510-511: 99-103
- 12 Massé T, Lejeail Y. Creep behaviour and failure modelling of modified 9Cr1Mo steel. *Nuclear Engineering Design*, 2012, 246: 220-232
- 13 Veerababu J, Goyal S, Vanaja J, et al. Generation of creep-fatigue interaction diagram for modified 9Cr-1Mo steel. *In-*

- International Journal of Pressure and Vessels and Piping*, 2021, 191: 104376
- 14 Saad AA, Hyde TH, Sun W, et al. Characterization of viscoplasticity behaviour of P91 and P92 power plant steels. *International Journal of Pressure and Vessels and Piping*, 2013, 111-112: 246-252
- 15 Mariappan K, Shankar V, Sandhya R, et al. Comparative assessment of remnant tensile properties of modified 9Cr-1Mo steel under prior low cycle fatigue and creep-fatigue interaction loading. *International Journal of Fatigue*, 2017, 103: 342-352
- 16 Zhang T, Wang X, Zhang W, et al. Fatigue-creep interaction of P92 steel and modified constitutive modelling for simulation of the responses. *Metals*, 2020, 10(3): 307
- 17 Hong SG, Lee SB. Dynamic strain aging under tensile and LCF loading conditions, and their comparison in cold worked 316L stainless steel. *Journal of Nuclear Materials*, 2004, 328(2-3): 232-242
- 18 Kang G, Kan Q, Zhang J, et al. Time-dependent ratchetting experiments of SS304 stainless steel. *International Journal of Plasticity*, 2006, 22(5): 858-894
- 19 Ohno N, Abdel-Karim M, Kobayashi M, et al. Ratchetting characteristics of 316FR steel at high temperature, part I: strain-controlled ratchetting experiments and simulations. *International Journal of Plasticity*, 2006, 14: 355-372
- 20 Xie X, Jiang W, Chen J, et al. Cyclic hardening/softening behavior of 316L stainless steel at elevated temperature including strain-rate and strain-range dependence: experimental and damage-coupled constitutive modeling. *International Journal of Plasticity*, 2019, 114: 196-214
- 21 Koo GH, Yoon JH. Inelastic material models of type 316H for elevated temperature design of advanced high temperature reactors. *Energies*, 2020, 13(17): 4548
- 22 Yaguchi M, Takahashi Y. A viscoplastic constitutive model incorporating dynamic strain aging effect during cyclic deformation conditions. *International Journal of Plasticity*, 2000, 16(3): 241-262
- 23 Xu L, Bao F, Zhao L, et al. Characterizing microstructural evolution and low cycle fatigue behavior of 316h austenitic steel at high-temperatures. *Journal of Nuclear Materials*, 2021, 546: 152758
- 24 Valsan M, Nagesha A. Low cycle fatigue and creep-fatigue interaction behaviour of 316L(N) stainless steel and its welds. *Transactions of the Indian Institute of Metals*, 2010, 63(2-3): 209-215
- 25 Saad AA, Hyde CJ, Sun W, et al. Thermal-mechanical fatigue simulation of a P91 steel in a temperature range of 400-600°C. *Materials at High Temperature*, 2011, 28(3): 212-218
- 26 Kyaw ST, Rouse JP, Lu J, et al. Determination of material parameters for a unified viscoplasticity-damage model for a P91 power plant steel. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2016, 115-116: 168-179
- 27 Wilshire B, Willis M. Mechanisms of strain accumulation and damage development during creep of prestrained 316 stainless steels. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2004, 35(2): 563-571
- 28 Basirat M, Shrestha T, Potirniche GP, et al. A study of the creep behavior of modified 9Cr-1Mo steel using continuum-damage modeling. *International Journal of Plasticity*, 2012, 37: 95-107
- 29 Ohashi Y, Kawai M, Momose T. Effects of prior plasticity on subsequent creep of type 316 stainless steel at elevated temperature. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1986, 108(1): 68-74
- 30 Ohashi Y, Kawai M, Shimizu, H. Effects of prior creep on subsequent plasticity of type 316 stainless steel at elevated temperature. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1983, 105(4): 257-263
- 31 Sauzay M, Mottot M, Allais L, et al. Creep-fatigue behaviour of an AISI stainless steel at 550°C. *Nuclear Engineering and Design*, 2004, 232(3): 219-236
- 32 Takahashi Y, Shibamoto H, Inoue K. Long-term creep rupture behavior of smoothed and notched bar specimens of low-carbon nitrogen-controlled 316 stainless steel (316FR) and their evaluation. *Nuclear Engineering and Design*, 2008, 238: 310-321
- 33 Niu TY, Zhao P, Zhu G, et al. Stress state dependent creep damage behavior of 9-12% Cr steel notched components. *Materials Science and Engineering: A*, 2021, 804: 140762
- 34 郝子琛, 赵美玲, 罗来马. 核反应堆用奥氏体不锈钢辐照损伤的研究进展. *机械工程材料*, 2018, 42(7): 1-5
- Hao Yuchen, Zhao Meiling, Luo Laima. Research progress on irradiation damage of austenitic stainless steels for nuclear reactors. *Mechanical engineering materials*, 2018, 42(7): 1-5 (in Chinese)
- 35 Yu D, Chen X, Yu W, et al. Thermo-viscoplastic modeling incorporating dynamic strain aging effect on the uniaxial behavior of Z2CND1812N stainless steel. *International Journal of Plasticity*, 2012, 37: 119-139
- 36 Pugh CE. Progress in developing constitutive equations for inelastic design analysis. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 1983, 105: 273-276
- 37 唐永进. 高温结构热弹性-蠕变问题的有限元分析. [博士论文]. 北京: 清华大学, 1991
- Tang Yongjin. Finite element analysis of thermo-elastic-plastic and creep problems for high temperature structures. [PhD Thesis]. Beijing: Tsinghua University, 1991 (in Chinese)
- 38 雷雨田, 王勛成. 一个简单的描述循环塑性的本构模型. *力学学报*, 1988, 20(2): 154-160
- Lei Yutian, Wang Xucheng. A simple constitutive model to describe cyclic plasticity. *Chinese Journal of Mechanics*, 1988, 20(2): 154-160 (in Chinese)
- 39 Chaboche JL. Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*, 1989, 5(3): 247-302
- 40 Chaboche JL, Nouailhas DA. Unified constitutive model for cyclic viscoplasticity and its applications to various stainless steels. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1989, 111(4): 424-430
- 41 Wu DL, Xuan FZ, Guo SJ, et al. Uniaxial mean stress re-

- laxation of 9-12% Cr steel at high temperature: experiments and viscoplastic constitutive modeling. *International Journal of Plasticity*, 2016, 77: 156-173
- 42 Chaboche J, Van KD, Cordier G. Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel, The International Association for Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, Germany, 1979
- 43 Zhang SL, Xuan FZ. Interaction of cyclic softening and stress relaxation of 9-12% Cr steel under strain-controlled fatigue-creep condition: experimental and modeling. *International Journal of Plasticity*, 2017, 98: 45-64
- 44 Yaguchi M, Takahashi Y. Ratchetting of viscoplastic material with cyclic softening, part 2: application of constitutive models. *International Journal of Plasticity*, 2005, 21(4): 835-860
- 45 Benaarbia A, Rae Y, Sun W. Unified viscoplasticity modeling and its application to fatigue-creep behaviour of gas turbine rotor. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 136: 36-49
- 46 Rae Y, Benaarbia A, Hughes J, et al. Experimental characterisation and computational modelling of cyclic viscoplastic behaviour of turbine steel. *International Journal of Fatigue*, 2019, 124: 581-594
- 47 Bartošák M. Constitutive modelling for isothermal low-cycle fatigue and fatigue-creep of a martensitic steel. *Mechanics of Materials*, 2021, 162: 104032

(责任编辑: 王永会)