反应堆严重事故卸压管线瞬态传热特性与高温蠕变效应研究

唐琼辉^{1,2*}, 周瑞^{1,2}, 王明毓^{1,2}, 刘崇义^{1,2}, 彭跃^{1,2}, 吴高峰^{1,2}

1. 核电安全监控技术与装备国家重点实验室, 中广核工程有限公司, 深圳 518172;

2. 深圳中广核工程设计有限公司, 深圳 518172

*E-mail: tangqionghui@cgnpc.com.cn

收稿日期: 2020-05-29; 接受日期: 2020-08-11; 网络版发表日期: 2020-10-28

核电安全监控技术与装备国家重点实验室开放课题(编号: K-A2019.424)资助项目

摘要 严重事故预防和缓解措施能够保障反应堆安全稳定运行, 在核动力厂设计中具有重要意义. 本研究构建了反应堆严重事故卸压管线瞬态响应模型, 实现了适用于卸压管线的传热特性及蠕变特性仿真. 基于某三代压水堆典型假想严重事故的瞬态特性及严重事故卸压管线的功能性要求, 采用RELAP/SCDAPSIM和CFX程序开展了传热特性研究, 明确了严重事故工况下的管道壁面的压力和温度特点, 进一步采用Larson-Miller模型实现了管道蠕变特性研究. 研究表明, 在典型严重事故工况下严重事故卸压管线温度远低于反应堆堆芯熔融温度1200°C, 但为防止高温蠕变失效, 在瞬态设计时应尽量避免来流介质压力和温度同时偏高的情况; 此外, 严重事故卸压管线采用奥氏体不锈钢时钢材中的铬(Cr)含量对管道高温蠕变失效有较大的敏感性影响, 铬含量原则上应高于12%. 本研究为严重事故卸压管线的瞬态工况确定、管线高温蠕变失效评定和设计优化提供了理论支撑, 对核电厂严重事故预防和缓解措施的设计有着重要意义.

关键词 反应堆堆芯, 严重事故卸压管线, 瞬态传热特性, 蠕变失效效应

1 引言

随着核电在满足电力需求、优化能源结构、减少环境污染、促进经济能源可持续发展过程中发挥越来越重要的作用, 核动力厂反应堆运行的安全性和稳定性引起了人们的广泛关注. 制定有效措施预防和缓解核动力厂中可能出现的严重事故成为保障核动力厂安全稳定运行的关键.

国家核安全局发布的新版核动力厂设计安全规定对严重事故的预防和缓解提出了明确要求, 要求核电厂在设计中应尽可能地考虑设置严重事故预防和缓解措施^[1]. 某三代压水堆对严重事故制定了多个缓解措施, 包括一回路卸压系统、安全壳氢气控制系统、安全壳内热量导出系统、熔融物堆内滞留和安全壳过滤排放系统. 其中一回路卸压系统在严重事故预防中起着重要的作用, 其主要功能是避免高压熔堆事故的发生.

引用格式: 唐琼辉, 周瑞, 王明毓, 等. 反应堆严重事故卸压管线瞬态传热特性与高温蠕变效应研究. 中国科学: 技术科学, 2021, 51: 176–184
Tang Q H, Zhou R, Wang M Y, et al. The transient heat transfer and Larson-Miller creep failure analysis of severe accident relief pipeline (in Chinese). Sci Sin Tech, 2021, 51: 176–184, doi: 10.1360/SST-2020-0222

生。根据美国核电厂严重事故风险评估导则NUREG-1150^[2], 可能导致高压熔堆的三大重要事故序列为冷却剂丧失事故(LOCA)、全厂断电(SBO)和未紧急停堆的预期瞬变(ATWS)。与低压熔堆相比, 高压熔堆堆芯熔融物的分布范围比低压过程更大, 可能造成安全壳内大气的直接加热, 具有更大的潜在威胁; 高压下熔融物质喷射弥散时产生熔融小颗粒与氧发生放热化学反应, 引起安全壳大气直接加热, 可能造成安全壳超压失效, 因此必须通过卸压通道将反应堆冷却剂系统的压力降低到设定值之下。

除一回路主管道破口外, 另一关键卸压途径是经严重事故卸压管线卸压, 将高温高压水蒸气、氢气等产物排放到安全壳中。根据美国三哩岛事故的经验^[3], 国内外文献主要针对经过稳压器卸压管线卸压措施的有效性进行研究, 如吴鹏等^[4]对大亚湾核电站蒸汽发生器给水完全丧失后叠加稳压器安全阀卡开导致的堆芯熔化事故进行了分析, 认为该基准事故具有潜在高压熔堆风险, 采用“充-排”措施可有效冷却堆芯; 纪段等^[5]研究了ATWS初因叠加辅助给水失效导致的堆芯熔化事故, 验证了阻止堆芯熔化进程的一次侧卸压缓解措施的充分性和有效性。但对事故后如何保证严重事故卸压管线的功能则较少关注。实际上, 当高压熔堆事故发生后, 在一回路卸压过程中, 严重事故卸压系统处于高温状态, 堆芯出口温度达到其熔融温度 1200°C , 接近严重事故卸压管线钢材的熔点(约 1400°C)。高温使材料产生的蠕变可能导致管道发生结构变形或堵塞, 使高温高压蒸汽和氢气无法按规定的通道顺利排出, 影响卸压和排放功能, 易造成严重后果。

本文首先根据某三代压水堆典型假想严重事故序列及对严重事故卸压管线的功能性要求, 采用RELAP/SCDAPSIM^[6]和CFX^[7]分析其瞬态传热特性和规律, 并采用Larson-Miller模型^[8,9]对管道的高温蠕变特性进行了研究, 分析了可能导致蠕变失效的关键因素和机理, 研究成果可用于严重事故卸压管线的设计和改进, 有助于提高其安全性。

2 严重事故卸压系统瞬态及功能要求

稳压器严重事故卸压系统主要由三个部分组成:

(1) 稳压器到卸压箱之间的严重事故卸压管线(含安全

阀和严重事故卸压阀); (2) 卸压箱; (3) 卸压箱下游的排放管线。

图1所示为一回路严重事故卸压系统示意图, 其中箭头所示方向为卸压时一回路流体的排放路线, 本文主要研究本系统中承受高温高压的卸压管线部分, 如图1中框线所示。

由于一回路卸压系统的主要功能是避免高压熔堆事故的发生, 参考NUREG-1150^[2], 设计时需采用包络LOCA, SBO和ATWS三个事故序列的典型瞬态工况, 即当机组发生上述事故、堆芯出口温度超过 650°C 时, 操纵员手动投运严重事故卸压阀, 在压力容器失效之前将反应堆冷却剂系统的压力从 17 MPa 降低到 2 MPa 以下, 排出水蒸气和氢气, 避免发生高压熔堆。

假想事故瞬态下严重事故卸压阀开启后的 $2.75\sim 7.5\text{ h}$ 为产氢前期, 此阶段为氢气的主要产生和排出阶段。系统将高温高压水蒸气和氢气通过严重事故卸压管线(以下简称“卸压管线”)排放至卸压箱, 在爆破阀打开后通过排放管线排出至安全壳; $7.5\sim 10\text{ h}$ 期间为产氢后期, 在此期间卸压管内介质流量接近于 0 kg s^{-1} , 但温度持续上升至 1200°C 后达到稳定, 严重事故卸压瞬态全过程的介质来流流量如图2所示, 零时刻管内流体介质的入口温度为 360°C , $2.75\sim 6.25\text{ h}$ 期间的最高温度为 900°C , 瞬态全过程的最高温度为 1200°C 。根据安全功能要求, 严重事故卸压系统应在产氢前期不破不堵, 确保承压边界完整, 产氢后期允许卸压管线破裂, 但不允许堵塞排放通道。

图1 (网络版彩图)一回路严重事故卸压系统

Figure 1 (Color online) Severe accident relief system of the reactor coolant loop.

图2 (网络版彩图)进入严重事故卸压管道的高温介质质量流量曲线

Figure 2 (Color online) Mass flow rate of the fluids entering the severe accident relief pipe.

3 瞬态传热模型和蠕变模型

根据严重事故瞬态和卸压系统安全功能要求, 本研究采用RELAP/SCDAPSIM和CFX对稳压器卸压系统进行建模, 计算卸压阀开启后管内流体介质和管壁的温度。卸压过程中排放的主要介质为水蒸气和氢气, 其中氢气虽危害性大但含量极低, 且热质量远低于水蒸气, 对传热影响较小, 因此卸压管道内的流体采用水蒸气进行计算, 物性参数选择IAPWS-IF97公式, 管道外壁面与安全壳环境空气的换热采用考虑了自然对流和辐射换热的等效对流换热系数进行计算^[8]。

如图3所示的RELAP节点模型包括稳压器压力源、两列严重事故卸压阀、三列安全阀、卸压管道和卸压箱压力源。管内流动采用六方程模型进行计算。为考虑管道固体壁面的导热, 对水力部件建立热构件单元。为便于分析, 选取图3标注的三个代表性位置点进行研究, 其中, L1为稳压器与卸压管线接管嘴处, L2为卸压阀与卸压管线接管嘴处, L3为卸压箱与卸压管线接管嘴处。

为研究严重事故卸压管线的局部传热特性, 采用CFX进行三维数值模拟, 几何和网格模型如图4所示, 经过网格无关性分析, 分别采用235万、447万和984万网格进行对比计算, 对比后发现, 447万和984万网格计算得到的结果接近, 确定采用447万网格进行数

图3 (网络版彩图)严重事故卸压系统RELAP节点模块图

Figure 3 (Color online) RELAP nodalization of the severe accident relief system.

值计算。

在产氢前期和产氢后期各选取一个有代表性的瞬态时刻工况进行CFD仿真, 重点研究L1, L2, L3三个位置处的传热特性和温度分布规律。如图2所示, 工况1选取产氢前期代表性瞬态, 即卸压管入口水蒸气压力为17 MPa、流量为 154 kg s^{-1} 、温度保守取 650°C 、环境温度 170°C ; 工况2选取产氢后期代表性瞬态, 即卸压管入口水蒸气压力为2 MPa、流量为 0.025 kg s^{-1} 、温度 1200°C 、环境温度 170°C 。流体介质物性采用IAPWS-IF97公式位于2区或5区之间的高温高压水蒸气, 根据Compressible Flow模型计算卸压管内介质流动, 压力卸放期间马赫数最高可达到0.3, 传热方程采用Total Thermal Energy模型^[7], 详见公式(1)和(2)。

$$\begin{aligned} & \frac{\partial(\rho h_{\text{tot}})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u h_{\text{tot}}) \\ &= \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + \nabla \cdot (u \cdot \tau), \end{aligned} \quad (1)$$

图 4 (网络版彩图)严重事故卸压管道CFD网格模型

Figure 4 (Color online) Mesh of the severe accident relief pipe for CFD simulation.

图 5 (网络版彩图)卸压管道内壁面温度

Figure 5 (Color online) Internal wall temperatures of the severe accident relief pipe.

其中, h_{tot} 为流体介质总焓值:

$$h_{\text{tot}} = h + \frac{1}{2}u^2, \quad (2)$$

式中, $p, \rho, u, \lambda, T, \tau$ 为管道内介质压力、密度、速度、热导率、温度、剪切应力。

根据法国反应堆设计和建造高温设计规范RCCM MRx^[9], 当304系列不锈钢温度大于425°C、316系列不锈钢温度大于450°C时, 管道力学分析时必须考虑材料的高温蠕变效应。RCCM MRx规定高温管道的破坏分为P型和S型两种, 其中, P型破坏是由稳定渐增加载或恒定加载引起的结构破坏, 与一次应力引起的失效类似, 在结构设计中必须考虑, 以防止结构破裂或垮塌。S型破坏由循环载荷引起, 主要有棘轮和疲劳两种

破坏形式^[10,11]。本文研究事故工况下的卸压管线的一次性排放, 不存在循环载荷, 属于P型破坏。卸压管线和卸压箱材料为304L和316L-N奥氏体不锈钢, 基于上述计算结果, 本研究的管壁最高温度已超过450°C, 因此需开展P型破坏形式的蠕变效应评价。

本文采用广泛应用的Larson-Miller蠕变失效模型^[12], 计算在事故瞬态持续期间管道的蠕变失效因子。根据Larson-Miller模型的定义, 蠕变失效项初始为0, 当累计蠕变失效因子 W_D 小于1时判定管道材料未失效, 瞬态持续期间材料的累积蠕变效应可接受; 否则当蠕变失效因子变为1时判定材料失效。

累计蠕变失效因子 W_D 表达式为

$$W_D = \sum_{i=1}^N \frac{t_i}{t_{ri}} \leq 1, \quad (3)$$

式中, t_i 表示某瞬态实际持续的时间(单位为h), t_{ri} 为管道在承受温度 T_i (单位为K)和管壁应力 σ (单位为MPa)时蠕变发生失效的时间(单位为h), t_{ri} 由公式(4)表示:

$$t_{ri} = 10 \left(\frac{P_{LM}}{T_i} - C \right), \quad (4)$$

式中, P_{LM} 为Larson-Miller参数, 由材料所承受的最大应力决定, C 为与材料相关联的常数, 通常由试验确定, 根据法国反应堆设计和建造准则^[9], 高铬奥氏体不锈钢的材料常数 C 为20。

对于奥氏体不锈钢, 当管道所受应力值满足 $\sigma < 358.5$ MPa时, P_{LM} 采用如下表示^[13]:

$$P_{LM} = 1000 \times (36.7 - 7.4 \lg \sigma). \quad (5)$$

当 $\sigma \geq 358.5$ MPa时, P_{LM} 采用如下公式(6):

$$P_{LM} = 1000 \times (108.8 - 35.6 \lg \sigma). \quad (6)$$

根据卸压管道应力计算得到管道应力值 σ 、管壁温度 T 和事故持续时间 t_i , 采用公式(5)计算得到表1所示的卸压管线蠕变失效因子。

4 瞬态传热和蠕变结果分析

从图5所示的RELAP计算结果可知, 在假想严重事故后的2.75~6.25 h期间, 一回路卸压导致卸压管线两端出现显著压差, 管内流体的质量流量较大, 管道内壁面温度与稳压器内蒸汽温度呈现一定程度的“跟随性”, 即低于稳压器内蒸汽和氢气温度并保持一定的

表 1 卸压管线累计蠕变失效因子

Table 1 Total creep failure factor of the relief pipe

管道内压 p (MPa)	管道应力 σ (MPa)	管壁温度 T ($^{\circ}\text{C}$)	瞬态区间 t_i (h)	蠕变失效时间 t_r (h)	蠕变失效因子 t_i/t_r
$3 \leq p \leq 17$	84.67	< 360	2.75~3.0	蠕变可忽略	蠕变可忽略
$2 \leq p \leq 3$	30.95	< 950	3.0~7.5	9.684	0.4130
2	30.95	< 650	7.5~10	6.397×10^7	3.908×10^{-8}
累积蠕变失效因子 W_D					0.4130

温差, 且与其变化趋势基本一致. 在6.25~7.5 h期间, 高压卸放过程基本结束, 卸压管线两端压差和管内入口流体介质的流量很低, 此时卸压管道内壁面温度并未“跟随”上升, 而是呈现逐渐下降的趋势, 管道内壁面和管内流体介质的温差增加. 在7.5~10 h期间, 管内介质流量接近于 0 kg s^{-1} , 此时尽管稳压器内蒸汽和氢气持续升温至 1200°C , 但卸压管道内壁面温度并未随之显著上升, 而是保持较低值, 甚至低于产氢期间的流体介质最大温度.

上述温度变化趋势的机理在于, 在启动严重事故卸压至6.25 h期间, 快速卸压导致管道内流体流速较大, 强制对流带来卸压管道内壁面与流体介质的显著对流换热, 换热系数最大值达到 10^4 量级, 如图6所示. 6.25~10 h期间, 管道内介质流体流速很低, 管内对流换热系数相应显著降低, 为 10^1 量级, 与管道外壁面换热系数($0 \sim 85 \text{ W (m}^2 \text{ K)}^{-1}$)相当.

采用CFX三维CFD模型计算产氢前期和产氢后期两个代表性瞬态工况1和工况2的结果. 其中工况1的计

图 6 (网络版彩图)卸压管道内外壁面换热系数. (a) L1处; (b) L2处; (c) L3处

Figure 6 (Color online) Heat transfer coefficients of the internal and external wall temperature of the relief pipe. (a) L1 location; (b) L2 location; (c) L3 location.

算结果如图7所示. 由于入口水蒸气流量大, 入口处流体速度达到约 250 m s^{-1} , 卸压管道内壁面的对流换热系数介于 $10^2 \sim 10^4$ 量级, 与RELAP计算得到的对流换热系数结果接近, 此工况下卸压管道L1, L2和L3处卸压管道壁面温度介于 $586 \sim 650^\circ\text{C}$, 接近管内水蒸气介质侧温度 650°C , 而与卸压管线所处的外部环境温度 170°C 差别较大.

研究结果表明, 管道壁面温度受两侧流体介质的换热系数的影响较大. 从图7(a)可知, 卸压管道内壁面换热系数最大值达到 10^4 量级, 而图7(b)显示外壁面与外部环境空气的换热系数介于 $24.8 \sim 28.9$, 由此可见, 在产氢前期外壁面与环境空气的传热热阻远大于内壁面强制对流换热热阻, 传热热阻主要位于管道外壁面一侧, 导致管道壁面温度更趋近管道内的流体介质温度, 而与安全壳内的空气环境温度存在较大温差(详见图7(c)).

产氢后期代表性瞬态工况2的计算结果如图8所示. 从图8(a)我们可以知道, 管道内壁面与管内流体之间的对流换热系数(单位: $\text{W (m}^2 \text{ K)}^{-1}$)范围为 $[5.6, 23.0]$, 外壁面与外部环境空气之间的对流换热系数(单位: $\text{W (m}^2 \text{ K)}^{-1}$)范围为 $[14.5, 21.7]$ (详见图8(b)), 管道内外壁面温度介于 $368 \sim 535^\circ\text{C}$, 低于卸压阀启运温度 650°C (详见图8(c)). 由此可见, 在产氢后期卸压管道内外壁面的对流换热系数比较接近, 两侧热阻处于同一量级, 管道内外壁面温度位于来流介质 1200°C 和安全壳内空气环境温度 170°C 的“中间”值, 与管内来流介质存在显著温差.

通过对比CFX三维模拟两个代表性瞬态时刻工况与RELAP瞬态计算结果可知, 两种程序计算得到的管壁面传热特性相符合, 说明采用RELAP模拟严重事故卸压瞬态全过程的结果是合理可信的.

通过上述瞬态传热分析可知, 在严重事故卸压管

图7 (网络版彩图)产氢前期瞬态工况1卸压管道传热特性. (a) 内壁面对流换热系数; (b) 外壁面对流换热系数; (c) L1, L2, L3位置周围温度分布

Figure 7 Case1-heat transfer characteristic of the relief pipe during the main hydrogen-generation period. (a) heat transfer coefficient of the internal wall; (b) heat transfer coefficient of the external wall; (c) temperature distribution in the vicinity of L1/L2/L3 locations.

图8 (网络版彩图)产氢后期瞬态工况2卸压管道传热特性. (a) 内壁面对流换热系数; (b) 外壁面对流换热系数; (c) L1, L2, L3位置周围温度分布

Figure 8 (Color online) Case2-heat transfer characteristic of the relief pipe during the past hydrogen-generation period. (a) heat transfer coefficient of the internal wall; (b) heat transfer coefficient of the external wall; (c) temperature distribution in the vicinity of L1/L2/L3 locations.

线卸压期间, 卸压管道壁面温度可采用三个温度区间包络, 即2.75~3.0 h期间不超过零时刻温度360°C, 3~7.5 h期间不超过此期间内来流介质的最大温度900°C(考虑保守裕量取950°C), 7.5~10 h期间不超过严重事故卸压阀启动温度650°C, 且这三个包络温度值均远低于堆芯熔融温度1200°C. 因此卸压管道的蠕变效应不必采用最高温度1200°C进行设计, 可分为三个区间考虑, 如图9所示, 按照2.75~3.0 h区间温度360°C、3.0~7.5 h区间温度950°C、7.5~10 h区间温度650°C进行分段评估即可, 可降低分析过程中的蠕变失效风险.

采用RCCM MRx规范计算得到的蠕变失效因子如表1所示. 研究可知在严重事故快速卸压启动后, 在2.75~3.0 h期间管道承受内压大、管道壁面应力 σ 随之偏大, 但由于流体介质温度仅为360°C, 根据RCCM MRx规定, 当不锈钢材料温度不超过425°C时可忽略蠕变效应, 因此该区间内管道的蠕变效应可忽略; 在

3.0~7.5 h区间, 管道壁面应力 σ 降低, 流体介质温度升

图9 (网络版彩图)卸压管道壁面包络温度

Figure 9 (Color online) Bounding temperature of the relief piping walls.

高但不超过950°C, 蠕变失效时间 t_r 为9.684 h; 在7.5~10 h区间, 管道壁面应力 σ 偏低, 流体介质温度不超过650°C, 蠕变失效时间 t_r 为 6.397×10^7 h. 上述三个区间的蠕变失效因子叠加后得到严重事故卸压瞬态全程10 h期间的累积蠕变失效因子 W_D 为0.4130, 低于蠕变失效限值1. 因此在典型严重事故序列瞬态期间, 一回路卸压管线满足RCC-MRx规定的高温蠕变评定要求.

根据Larson-Miller蠕变失效模型, 决定蠕变失效时间 t_r 关键敏感因素为管道应力 σ 、管壁温度 T 和材料常数 C .

在管道结构力学分析过程中, 在其他参数不变的情况下, 管道内壁面承受的流体压力 p 对管道应力 σ 影响较大, 流体压力越高, 管道承受的内压越大、得到的管道应力 σ 越大, 同温度下蠕变失效时间 t_r 越短, 失效风险更大; 同理, 在相同的管道应力 σ 下, 如果管道壁面温度 T 越高, 则蠕变失效时间 t_r 越短, 高温蠕变失效风险更大. 可见管道内流体介质压力 p 和温度 T 与蠕变失效成正相关性. 因此, 卸压期间应尽量避免管内流体介质压力 p 和温度 T 同时偏高的情况, 热工瞬态设计时应尽量保证来流介质压力高时温度低、压力低时温度高, 以避免管道的高温蠕变失效.

另一个影响因素为材料常数 C . 根据RCC-MRx^[9], 高Cr的奥氏体不锈钢材料常数 C 取20. 实验和研究表明, 耐热奥氏体不锈钢Cr含量与材料常数 C 值呈负相关性, 例如当Cr含量为19%, 11%和12%时, 材料常数 C 分别为32, 29.45和20^[14]. 采用本卸压管线温度和应力值可计算得到不同材料常数时的蠕变失效时间, 如表2所示. 当管道壁温 T 和应力 σ 保持不变, Cr含量低于12%时蠕变失效时间呈指数级下降, 蠕变失效时间接近为0. 本文所研究管道采用的奥氏体不锈钢

表2 材料常数对蠕变失效因子的影响

Table 2 Effect of material constant on creep failure factor

Cr含量	材料常数 C	蠕变失效时间 t_r
9%	32	9.68×10^{-12}
11%	29.45	3.43613×10^{-9}
12%	20	9.684

316L-N和304L的Cr含量分别为17%和18%, 大于12%. 因此蠕变失效时间对不锈钢材料的Cr含量较敏感. 为降低蠕变失效风险, 卸压管线不锈钢的Cr含量不应低于12%.

5 结论和优化建议

本文根据某三代压水堆典型假想严重事故的瞬态传热特性确定了对严重事故卸压管线的功能性要求, 采用RELAP/SCDAPSIM和CFX开展严重事故卸压管线传热特性研究, 并采用Larson-Miller模型分析管道的高温蠕变特性, 研究导致管道高温蠕变失效的关键因素和机理, 得出如下结论和建议.

(1) 通过对典型严重事故期间的瞬态传热分析证明某三代压水堆的热工水力瞬态设计合理, 管壁温度远低于堆芯熔融温度1200°C, 蠕变失效风险可控.

(2) 研究严重事故卸压管道产氢前期和产氢后期的瞬态传热特性可知, 卸压管道壁面可采用分区间温度进行包络, 以降低累计蠕变失效因子.

(3) 卸压期间瞬态工况设计时应尽量避免管内流体介质压力和温度同时偏高的情况.

(4) 为避免高温蠕变失效, 建议严重事故卸压管线选材采用奥氏体不锈钢, 且不锈钢的铬含量达到12%及以上.

参考文献

- 1 National Nuclear Safety Administration. Design safety regulations for nuclear power plant: HAF-102 (in Chinese). 2016 [国家核安全局. 核动力厂设计安全规定(HAF-102). 2016]
- 2 United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC). Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Power Plants (NUREG-1150). 1990
- 3 United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC). Individual Plant Examination for Severe Accident Vulnerabilities (10CFR50.54(f)). 1988
- 4 Wu P, Yang Y H, Lin M. Study on core melting accident induced by one stuck-open pressurizer safety valve (in Chinese). Nuclear Power Eng, 2008, 29: 112–116 [吴鹏, 杨燕华, 林萌. 稳压器安全阀卡开导致的堆芯熔化事故. 核动力工程, 2008, 29: 112–116]

- 5 Ji D, Cao X W, Che J Y. Study on depressurization efficiency of pressurizer relief valves (in Chinese). *Nuclear Power Eng*, 2006, 27: 34–37 [纪段, 曹学武, 车济尧. 稳压器卸压阀卸压效果研究. *核动力工程*, 2006, 27: 34–37]
- 6 SCDAP/RELAP5-3D Code Manual. Vol 4, MATRPO: A library of materials properties for light-water-reactor accident analysis. Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 2003
- 7 Ansys Inc. CFX Theory Guide, Version 19.2, 2017
- 8 Yang S M. Free convections of heat outside slender vertical cylinders and inside vertical tubes (in Chinese). *J Xi'an Jiaotong Univ*, 1980, 14: 115–131 [杨世铭. 细长竖圆柱外及竖圆管内的自然对流传热. *西安交通大学学报*, 1980, 14: 115–131]
- 9 French Society for Design, Construction and In-service Inspection Rules for Nuclear Island Components (AFCEN). RCC-MR Code Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Islands and High Temperature Application. 2007
- 10 Shen J, Liu Y H, Zhang X C, et al. Analysis methods and evaluation criteria in design code RCC-MRx for elevated temperature condition (in Chinese). *Proc Equip Piping*, 2018, 55: 1–8 [沈鋈, 刘应华, 章晓程, 等. 高温设计规范RCC-MRx中的分析方法与评定准则. *化工设备与管道*, 2018, 55: 1–8]
- 11 EUR Organization. European Utility Requirements for LWR Nuclear Power Plants, Vol. 2, Generic Nuclear Island Requirements. Revision B, 1995
- 12 Larson F R, Miller J. A time-temperature relationship for rupture and creep stresses. *Trans ASME*, 1952, 74: 765–775
- 13 Yu X L, Zhu W T, Yang X Q, et al. Probabilistic assessment of creep induced RCS rupture in severe accident (in Chinese). *Atomic Energy Sci Tech*, 2016, 50: 1072–1077 [喻新利, 朱文韬, 杨晓卿, 等. 严重事故下蠕变诱发RCS破裂的概率评估. *原子能科学技术*, 2016, 50: 1072–1077]
- 14 Xu Z, Sun G D, Jia H Z, et al. Optimization method for Larson-Miller constant and its application on rupture life prediction (in Chinese). *Hot Work Technol*, 2015, 44: 94–96 [徐振, 孙国栋, 贾贺泽, 等. Larson-Miller常数的优化求解及在持久寿命预测中的应用. *热加工工艺*, 2015, 44: 94–96]

The transient heat transfer and Larson-Miller creep failure analysis of severe accident relief pipeline

TANG QiongHui^{1,2}, ZHOU Rui^{1,2}, WANG MingYu^{1,2}, LIU ChongYi^{1,2},
PENG Yue^{1,2} & WU GaoFeng^{1,2}

¹ State Key Laboratory of Nuclear Power Safety Monitoring Technology and Equipment, China Nuclear Power Engineering Co., Ltd., Shenzhen 518172, China;

² China Nuclear Power Design Company, Shenzhen 518172, China

During postulated severe reactor accidents, severe accident relief valves are activated, and products, including water vapor and hydrogen gas, are released to prevent high-pressure core melting. The severe accident relief pipeline is specified with functional requirements based on typical severe accident scenarios, creating the risk of high-temperature creep failure. A numerical simulation of the transient heat transfer characteristics using RELAP/SCDAPSIM and CFX was performed, and the Larson-Miller model was applied. The results indicate that the relief pipeline temperature is much lower than the core melting point 1200°C, and to avoid high-temperature creep failure, the design pressure and temperature of the entering fluid products should not be high values simultaneously. Moreover, the Cr content of the pipe's austenitic stainless steel is critical, and content with no less than 12% Cr is advised. The investigation thus elucidates the inherent characteristics of the severe accident relief pipeline during postulated severe reactor accidents.

reactor core, severe accident relief pipeline, transient heat transfer, creep failure effect

doi: [10.1360/SST-2020-0222](https://doi.org/10.1360/SST-2020-0222)