

文章编号: 1007-7294(2024)01-0092-11

基于连续介质损伤力学的钛合金 耐压球壳极限强度分析

张博文^{1,2}, 万正权^{1,2}, 赵青^{1,2}, 徐强^{1,2}, 张爱锋^{1,2}

(1. 中国船舶科学研究中心, 江苏 无锡 214082; 2. 深海技术科学太湖实验室, 江苏 无锡 214082)

摘要: 本文在连续介质损伤力学理论框架下,以深海载人装备耐压球壳结构为研究对象,开展 Bonora 损伤模型适用性研究。首先,设计 TA31 钛合金加载卸载试验,依据试验结果,分析 Bonora 模型参数对材料应力应变响应的影响规律;随后,提出一种模型参数校准方法,依据试验数据确定 TA31 钛合金的模型参数;最后,将 Bonora 模型通过 VUMAT 子程序的形式嵌入到有限元软件中,开展钛合金球壳结构的极限强度分析,并与传统方法进行对比。研究表明,在耐压球壳极限强度分析中,引入 Bonora 模型可以准确模拟耐压球壳结构的失效模式和破坏压力。该模型在材料本构关系中考虑了屈服强度、抗拉强度以及最大塑性应变的影响,结构失效的物理意义更加明确,对材料性能的优化与提升具有指导意义。

关键词: 钛合金; 耐压球壳; 连续介质损伤力学; Bonora 模型; 数值模拟

中图分类号: U661.43 **文献标识码:** A **doi:** 10.3969/j.issn.1007-7294.2024.01.009

Ultimate strength analysis of titanium alloy pressure spherical shell based on continuum damage mechanics

ZHANG Bo-wen^{1,2}, WAN Zheng-quan^{1,2}, ZHAO Qing^{1,2}, XU Qiang^{1,2}, ZHANG Ai-feng^{1,2}

(1. China Ship Scientific Research Center, Wuxi 214082, China; 2. Taihu Laboratory of Deepsea Technological Science, Wuxi 214082, China)

Abstract: In this paper, the Bonora damage model based on continuum damage mechanics was adopted to analyze the pressured spherical hulls of deep-sea manned submarines. Firstly, the loading and unloading test of TA31 titanium alloy was committed to investigating the parameters of Bonora model. Then, a calibration method of model parameters was proposed, and the model parameters of TA31 titanium alloy were determined according to the experimental data. Finally, the Bonora model was embedded into the finite element software in the form of VUMAT subroutine, and the analysis of ultimate strength of titanium alloy pressured spherical hull was carried out. The results show that the method based on Bonora model can accurately simulate the failure mode and ultimate strength of the pressured spherical hull. In this model, the effects of yield strength, tensile strength and maximum plastic strain were considered in the constitutive relation of materials, and the physical meaning of structural failure was more explicit, which has guiding significance for the optimization and promotion of material properties.

收稿日期: 2023-07-19

基金项目: 中国科学院冷泉装置前期关键技术攻关项目(LQ-GJ-02)

作者简介: 张博文(1988-),男,博士研究生,高级工程师,通讯作者,E-mail: bowen122419069@126.com;

万正权(1962-),男,研究员,博士生导师。

Key words: titanium alloy; pressured spherical hull; continuum damage mechanics; Bonora model; numerical simulation

0 引言

钛合金比强度高、耐腐蚀性好,是优良的轻质高强“海洋金属”,已广泛应用于深海载人潜水器等深海装备的耐压结构中。但钛合金材料塑性指标相对较低,导致其对微观缺陷更加敏感。如图1所示,相同强度等级的钛合金耐压球壳^[1]的破坏形式与高强度钢^[2]迥然不同,钛合金结构呈现明显的内溃式破碎。精准预测钛合金材料与结构的损伤、失效以及结构极限强度是开展深海载人装备结构技术研究的关键,对于指导深海装备用钛合金性能的提升与改进具有重要意义。

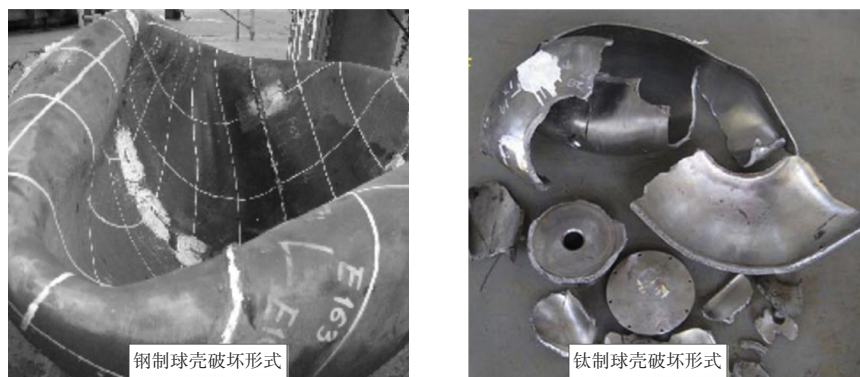


图1 耐压球壳失效模式^[2,30]

Fig.1 Failure modes of pressure hulls

自上个世纪60年代以来,大量学者针对材料的本构关系与损伤模型展开了研究工作^[3-7],其中根据损伤是否影响材料塑性阶段的力学行为,损伤模型大致可以分为非耦合类和耦合类。非耦合类模型结构形式简单,模型参数易于确定,但由于没有考虑损伤扩展对材料力学行为的影响,导致其使用范围受限,代表模型有Johnson-Cook(J-C)模型^[8]、Wierzbicki-Bao模型^[9-10]以及L-H模型^[11-13]等。耦合类损伤模型中最具影响力的代表是Gurson-Tvergaard-Needleman(GTN)模型^[14-16]和连续介质力学(Continuum Damage Mechanics, CDM)模型^[17]。GTN模型材料参数关系复杂,导致材料参数的确定较为困难,大多需通过人为调试,此外经典的GTN模型中损伤的累积并不影响材料的弹性模量,没有真正做到弹塑性与损伤的强耦合。CDM模型根据连续介质力学与热力学的唯象学方法研究损伤随变形发展最后导致破坏的力学过程,通过引入损伤变量来描述含缺陷材料的力学响应及材料自身的劣化过程,并从宏观上研究损伤的发展对材料宏观力学性能的影响以及材料损伤演化过程和规律,以便预测材料的变形、破坏和使用寿命。Bonora等^[18]在Lemaitre研究的基础上对损伤演化方程进行了改进,提出了考虑非线性的损伤势函数,并通过了实验验证,预测精度相比Lemaitre模型有所提升。王治磊等^[19]利用有限元软件研究了SUS304不锈钢的损伤和韧性断裂行为,研究表明Lemaitre模型比Johnson-Cook模型具有更高的精度。Bonora等^[20]与Testa等^[21]深入研究了损伤起始应变(孔洞形核应变)与应力三轴度的关系,发现随着应力三轴度的增加孔洞形核塑性应变越低,并修正了形核应变与应力状态的关系,更新了非线性CDM模型,使之物理意义更加清晰。Li等^[22]考虑了应力三轴度、罗德参数以及剪切应力对损伤累积的影响,进一步修正了Lemaitre模型,并通过有限元模拟与实验证明了修正模型对铝合金复杂成形过程损伤行为预测的准确性。张毅等^[23-24]将CDM模型应用在聚乙烯材料的断裂行为预测上,模拟结果与实验结果吻合良好。

现有深潜器耐压球壳结构极限强度分析是在板壳理论和弹塑性力学的理论框架下,随着工作潜

深与壳板厚度的增加,力学模型由薄壳结构力学模型渐变为厚壳力学模型。现有潜水器规范不适用于厚球壳结构的极限强度分析^[25],经大量学者广泛研究^[26-27,29],引入了材料非线性和几何缺陷的有限元技术可以预报厚球壳结构的极限强度。然而,为了简化计算,众多学者普遍选用双线性的理想弹塑性材料本构关系模型,未充分考虑加载过程中材料力学性能硬化与软化过程。本文将在耐压球壳极限强度有限元分析技术的基础上,研究 Bonora 连续介质损伤力学模型^[28],模拟典型球壳结构的失效模式与破坏压力,为后续深海钛合金耐压结构精细化数值仿真技术研究提供基础。

1 损伤模型理论

材料或结构失效是由于微损伤增长所致,属于不可逆能量耗散过程。连续介质损伤力学采用损伤变量 D 从宏观层面描述材料的损伤演化过程。损伤变量定义为材料中存在的不可逆缺陷的比率, $D=0$ 表示无损伤的完整材料, $D=D_{cr}$ 表示材料完全损伤失去承载能力, D_{cr} 表示临界损伤变量,一般认为等于 1,但是学者普遍认为 $D_{cr}<1$ 。由于损伤变量 D 是一个难以直接进行实验测量的量,一般只能间接测量,目前最常用的方法是利用杨氏模量的退化来测量损伤,如式(1)所示,但由于损伤对材料特性的影响是通过微结构的变化实现的,一般情况下组织不敏感量(如材料变形特性)对损伤不敏感,而组织敏感量(如强度特性)对损伤非常敏感。

$$D = 1 - \frac{E_D}{E_0} \quad (1)$$

式中, E_D 为材料损伤后的有效弹性模量, E_0 为无损材料的弹性模量。

由于损伤导致材料组织结构的有效承载面积有所减少,有效应力则相应会随之增加,根据等效应变假设,作用在损伤材料上的名义应力所产生的应变等于作用在相应无损材料上有效应力所产生的应变。

$$\sigma_{\text{eff}} = \frac{\sigma}{1-D} \quad (2)$$

式中, σ_{eff} 为有效应力, σ 为实际应力。根据 Lemaitre^[17] 实验观察,发现损伤和材料的弹性相关,于是把材料耗散势函数分为不耦合的弹性部分和塑性部分,只把损伤引入到弹性势函数(损伤耗散势函数 F_D) 中,塑性势函数 f_p 不反应损伤,如式(3)所示。

$$F = f_p + F_D \quad (3)$$

Bonora 在 Lemaitre 准则的基础上提出了考虑损伤演化的损伤耗散势函数:

$$F_D = \left[\frac{1}{2} \left(\frac{Y}{S_0} \right)^2 \frac{S_0}{1-D} \right] \cdot \left[\frac{(D_{cr} - D)^{\alpha - 1/\alpha}}{(\bar{\varepsilon}_p)^{n + 2/n}} \right] \quad (4)$$

式中, S_0 是材料参数, n 是材料硬化参数, α 是决定损伤演化曲线形状的损伤指数, $\bar{\varepsilon}_p$ 为累积等效塑性应变, Y 表示应变能释放率,

$$Y = \frac{1}{2E} \left(\frac{\sigma_{\text{eq}}}{1-D} \right)^2 \cdot \left[\frac{2}{3} (1 + \mu) + 3(1 - 2\mu) \eta^2 \right] \quad (5)$$

式中, σ_{eq} 表示等效应力, η 表示应力三轴度(静水压力与等效应力之比), μ 为泊松比。

根据 Lemaitre 准则,损伤演化的动力学规律可以描述为

$$\dot{D} = -\dot{\varepsilon}_p (1-D) \frac{\partial F_D}{\partial Y} \quad (6)$$

在比例加载的情况下,损伤变量可以表达为

$$D = D_{cr} \left\{ 1 - \left[1 - \frac{\ln(\bar{\varepsilon}_p/p_{th})}{\ln(\bar{\varepsilon}_{cr}/\bar{\varepsilon}_{th})} \cdot \left(\frac{2}{3}(1+\mu) + 3(1-2\mu)\eta^2 \right) \right]^\alpha \right\} \quad (7)$$

式中, $\bar{\varepsilon}_{th}$ 为单轴拉伸损伤起始时的等效塑性应变, $\bar{\varepsilon}_{cr}$ 为单轴拉伸失效时的等效塑性应变, p_{th} 为材料损伤起始时的等效塑性应变, 为了简化计算, 通常情况下认为材料损伤起始时的等效塑性应变近似等于单轴拉伸损伤起始时的等效塑性应变。从式(7)可以看出, Bonora模型通过应变能释放率引入了应力三轴度的影响, 模型中的主要参数分别为 $\bar{\varepsilon}_{th}$ 、 $\bar{\varepsilon}_{cr}$ 、 D_{cr} 和 α 。

2 材料试验

试验材料为TA31钛合金, 其主要成分如表1所示。

表1 钛合金主要化学成分(%)

Tab.1 Main chemical composition of titanium alloy (%)

钛合金	Al	V	Nb	Zr	Mo
TA31	6.21	-	2.51	2.04	1.01

试样根据国家标准 GB/T 228.1-2010 进行制备, 形状与尺寸如图2所示。

为测量损伤参数, 进行两类试验: 单向拉伸试验和拉伸加载卸载试验, 每类试验进行3组重复性试验。两类试验的试验加载设备均采用 UTM 5105 型电子万能试验机, 试验机最大拉力为 100 kN, 在每个试件中部悬挂电子引伸计, 标距为 25 mm。试验加载均采用位移控制, 加载速率设定为 2 mm/min。

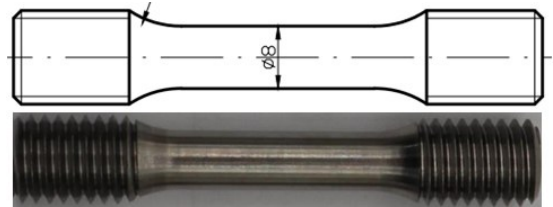


图2 钛合金标准试样

Fig.2 Sample of titanium alloy

首先, 对TA31钛合金标准试样进行单向拉伸至断裂, 获得TA31钛合金载荷位移曲线; 随后, 将载荷位移曲线塑性段进行20等分, 分割点作为拉伸加载卸载试验时的加载位置, 开始时将试样拉伸到第1个分割点位置后进行卸载, 当载荷卸载至0后再拉伸至下个分割点位置, 如此反复进行加载卸载实验, 根据每个卸载段杨氏模量衰减变化规律测定式(1)中的损伤因子。

3 损伤参数分析

在拉伸过程中材料分别经历了线弹性阶段、塑性硬化阶段、颈缩阶段以及失效断裂。塑性硬化模型如 Johnson-Cook (J-C) 模型, 本文仅考虑室温准静态过程, 因此忽略应变速率和温度的影响, 简化公式为

$$\sigma = A + B(\varepsilon_p)^n \quad (8)$$

式中, A 为材料的屈服极限, B 和 n 分别为材料应变硬化模量和硬化指数。在材料进入塑性初期, 材料内部孔洞缺陷形核, 但所占比例较少, 并不影响材料的宏观力学性能, 此时 J-C 硬化模型可以较好地模拟材料硬化阶段的应力应变响应。随着材料内部孔洞缺陷扩张积累到一定程度, 有效承载面积逐渐减少, 有效应力逐渐增加, 材料宏观软化行为开始凸显, 未考虑损伤因素的 J-C 模型会高估材料的硬化行为。当仿真结果与试验结果出现分离时, 定义此刻为损伤起始位置, 截面中心位置的等效塑性应变为 $\bar{\varepsilon}_{th}$, 如图3所示。当材料内部的微小单元出现孔洞贯穿形成宏观裂纹时, 结构承载能力丧失, 在裂纹发生失稳扩展后, 载荷骤降至0。

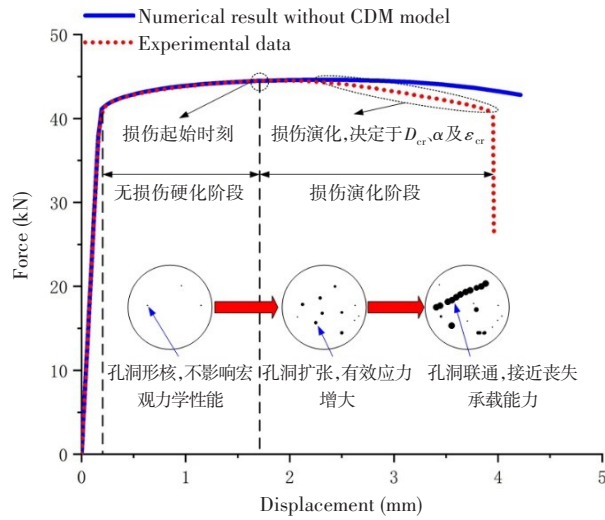


图 3 TA31 钛合金光滑圆棒式样载荷位移曲线

Fig.3 The load-displacement curve of TA31 titanium alloy with smooth round bar sample

损伤指数 α 决定了损伤演化曲线的形状, 对于给定的 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 和 D_{cr} , 如图 4(a) 所示, α 越大损伤演化曲线越陡峭, 断裂时刻引伸计位移和临界断裂载荷越小, 材料软化速率越快, 而当 α 减小时载荷位移曲线趋于平缓, α 趋近于 0 时, D 也趋近于 0, 表明材料无软化行为, 此时, 基于 Bonora 模型预测的载荷位移曲线与 J-C 模型一致。上述规律表明, 损伤指数 α 与材料内部孔洞缺陷的形核速率有关: 当 α 较大, 且塑性应变超过门槛值时, 孔洞缺陷扩张速率逐渐增大, 材料的有效承载面积加速减少, 表明材料内部孔洞较多且塑韧性能较差; 当 α 较小时, 孔洞缺陷形核速率较慢, 材料力学性能变化较为平缓, 材料内部孔洞较少, 韧塑性能较好。

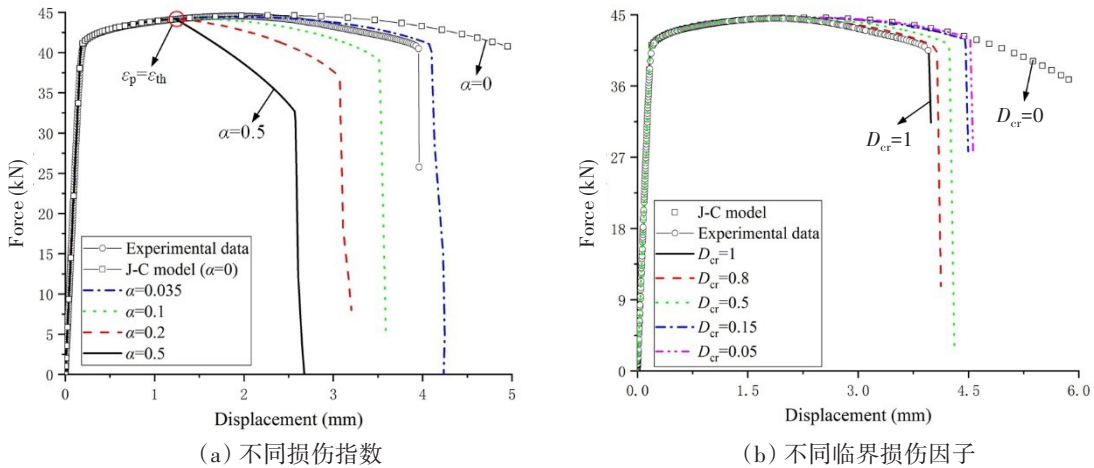


图 4 载荷位移曲线

Fig.4 Load-displacement curve

D_{cr} 是临界损伤因子, 取值介于 $[0, 1]$, 损伤因子的理论上限是 1, 表示材料完全丧失承载能力, 式 (2) 中的有效应力趋近于无限大。 $D_{cr}=0$ 表示材料无损伤行为, 载荷位移曲线与不考虑损伤演化行为的 J-C 模型一致, 如图 4(b) 所示, 临界损伤因子 D_{cr} 对载荷位移曲线的影响波动较损伤指数 α 小。

部分学者^[20-21, 28]认为 $D_{cr}=1$ 是理论情况, 实际材料失效时的损伤临界值小于 1, 损伤临界值与材料内部孔洞密度有关, 不同材料损伤临界值差别较大。但随着外部载荷的增加, 材料内部孔洞缺陷动态演化, 由于孔洞分布与生长的随机性, 导致很难准确地测量, 不同学者利用超声与射线技术测量得到的杨氏模量与单位体积孔洞数量之间的经验公式会存在差别, 针对相同材料得到的损伤临界值也会

不同。当 $D_{cr} < 1$ 时,有效应力不会出现奇异解,在加载历程中积分点处的损伤值达到临界值而单元被删除时,积分点处的应力不会出现奇异,无法模拟因微缺陷演化而导致的应力集中现象。因此,本文认为在有限元模拟时 $D_{cr}=1$ 具有较明确的物理意义,一个单元为模型最小宏观尺度,当单元内部等效塑性应变达到起始值 $\bar{\epsilon}_{th}$ 时,单元内部缺陷演化加速,表现为力学性能软化;当等效塑性应变达到临界值 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 时, $D_{cr}=1$,单元失去承载能力,积分点位置有效应力发生奇异,采用单元删除技术,将 $D_{cr}=1$ 的单元删除,可以进一步模拟裂纹扩展的过程及应力应变演化规律。

$\bar{\epsilon}_{cr}$ 是材料失效临界时刻的等效塑性应变,试验中得到的塑性应变是引伸计标距范围内的平均值,加载过程中试样不同截面的缺陷孔洞分布不均匀,最大塑性应变发生在断裂截面的中心位置大于 0.4,最小塑性应变发生在引伸计夹持端 0.02 左右,根据试验推算得到的平均断裂塑性应变为 0.14,如图 5 所示。中心位置等效塑性应变达到失效临界值时,边缘位置尚未达到损伤起始临界值,而结构失效判据是敏感参量,因此,在 Bonora 模型中 $\bar{\epsilon}_{cr}$ 设定为最小截面中心位置的最大塑性应变。

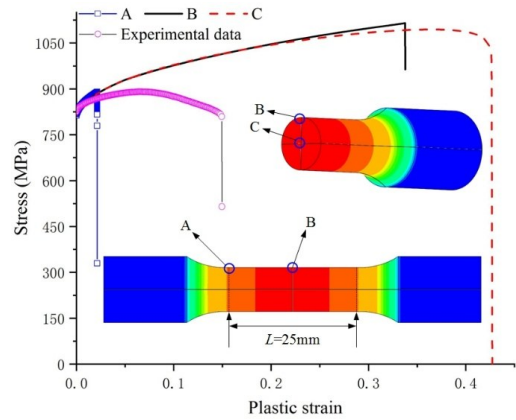


图5 应力应变曲线

Fig.5 Curve of stress-strain

4 损伤参数校准

4.1 参数校准方法

根据上述分析,本文提出了一种 Bonora 损伤模型参数校准方法,如图 6 所示。

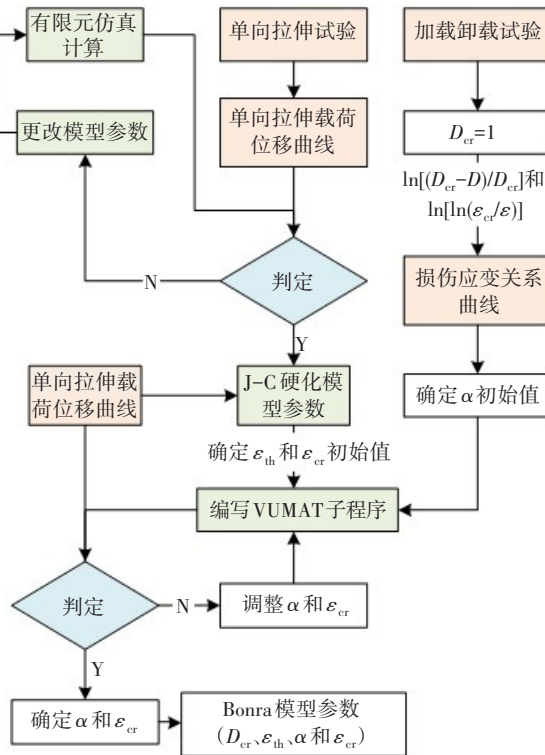


图6 模型参数校准流程图

Fig.6 Flow chart of model parameter calibration

首先,基于单向拉伸试验获得的载荷位移曲线校准J-C硬化模型,根据仿真计算得到的载荷位移曲线与试验值比对,确定损伤起始时刻等效塑性应变与损伤临界时刻等效塑性应变初始值。

然后,根据加载卸载试验获得的真实应力应变关系换算得到损伤变量与等效塑性应变关系,认定损伤临界值为1,根据损伤变量演化趋势,换算得到损伤指数初始值。

最后,将Bonora损伤模型通过VUMAT子程序嵌入到ABAQUS有限元软件中,将上述初始参数代入模型,如果计算得到的载荷位移曲线和断裂失效位置与试验值相吻合,则认为上述参数为准确值,反之则修改参数重新计算,直到与试验值吻合为止。

4.2 参数校准

本文材料硬化模型选用J-C模型(如式(8)所示),基于最小二乘法并根据颈缩以前阶段的单向拉伸试验数据(平均值)进行拟合,得到模型参数如表2所示

表2 模型参数
Tab.2 Model parameters

A/MPa	B/MPa	n	ϵ_{th}	ϵ_{cr}	α	D_{cr}
811.5	637.8	0.568	0.05	0.427	0.023	1

通过试验数据处理,可以得到加载卸载状态下真实应力应变曲线,如图7所示,在最后一次加载进入塑性后试件发生断裂,通过最后一次卸载加载杨氏模量变化得到的损伤因子最大值为0.1,表明当损伤变量超过0.1时,孔洞扩张呈现加速状态,大孔洞之间相互贯通最终导致整个截面丧失承载能力。但由于加载卸载试验测得的损伤因子是标距范围内的平均值,属于钝感参量,而在有限元计算时引入的损伤因子,表征微小单元积分点位置的材料软化特性,当损伤因子达到损伤临界值时,该单元有效应力发生奇异,单元丧失承载能力被删除,属于敏感参量。当一个单元被删除时,周围单元发生应力重分配,截面仍具有一定的承载能力。因此,基于加载卸载试验得到的杨氏模量衰减规律滞后于基于有限元方法计算得到的结果,加载卸载试验仅能反应损伤变量的演化趋势,无法准确测定最终的损伤临界值。

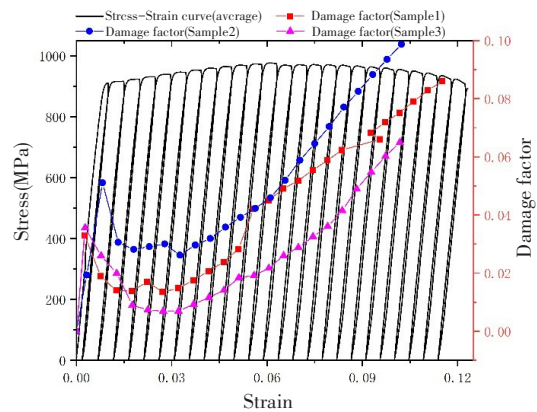


图7 TA31钛合金拉伸加载卸载真实应力应变曲线
Fig.7 True stress-strain curve of TA31 titanium alloy under tensile loading and unloading

试验所用试样为标准圆棒拉伸试样,平均应力三轴度为1/3,代入式(7),经代数变换得到如下线性表达式:

$$\ln\left(\frac{D_{cr} - D}{D_{cr} - D_0}\right) = \alpha \ln\left[\ln\left(\frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon}\right)\right] - \alpha \ln\left[\ln\left(\frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_{th}}\right)\right] \quad (9)$$

加载卸载试验测得的 $\epsilon \sim D$ 为平均统计值,但其相互间比例关系与有限元计算值一致,因此基于式(9),将试验值代入可以推算得到损伤指数初始值 α_0 ,如图8所示,其平均值为0.0359。

将损伤指数初始值代入到Bonora模型中,进行迭代运算,确定最终模型参数,如表2所示。基于

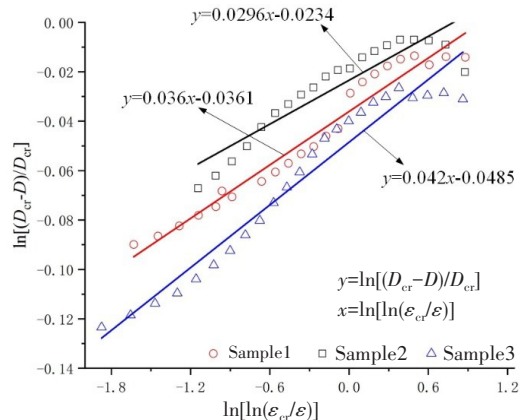


图8 塑性应变与损伤因子关系
Fig.8 Relationship between plastic strain and damage factor

Bonora 模型仿真计算得到的载荷位移曲线与试验值对比,如图9所示,起裂点在最小截面中心位置,随着载荷增加逐渐向边缘扩展,在截面边缘形成近似45°斜切面。从图中可以看出,在J-C 塑性模型的基础上, Bonora 模型可以延伸模拟材料软化行为,有助于精准模拟结构的极限强度。

5 耐压球壳极限强度分析

刚度破坏(失稳)与强度破坏是耐压球壳结构失效的主要形式,薄球壳结构弹性失稳压力与结构厚径比(厚度 t /半径 R)的平方成正比^[29]。厚径比较低时,球壳结构失效模式以刚度破坏为主;而当厚径比较大时,球壳结构弹性失稳压力远高于实际破坏压力,材料非线性与初始几何缺陷的影响不能忽视,强度破坏起主导作用。1996版中国船级社《潜水系统和潜水器入级建造规范》给出了外压球壳承载能力的计算方法。在此基础上,潘彬彬^[1,30]开展了钛合金球壳结构极限承载能力模型试验与仿真计算分析,基于大量有限元仿真计算,提出了以材料拉伸极限 σ_b 为材料输入的钛合金球壳结构极限承载能力计算公式,该公式经调整被接受为2018版中国船级社《潜水系统和潜水器入级规范》^[31](简称“潜规2018”)。石佳睿等^[32]基于强度计算公式,提出了以材料屈服极限 σ_s 为材料输入的考虑球壳开孔和初始缺陷的极限强度计算公式。熊志鑫等^[33-34]基于切线模量理论提出了一种耐压球壳极限强度的简化算法,并深入研究了初始缺陷对耐压球壳结构极限强度的影响规律。上述研究工作侧重研究球壳结构几何初挠度偏差对结构极限承载能力的影响,未在数值仿真计算模型中考虑材料强化及损伤演化带来的材料非线性影响,导致屈服强度或抗拉强度相同,但屈服比不同的材料,通过弹塑性模型计算得到的结构极限强度是相同的。尽管基于上述公式的预报误差在可接受范围内,但由于缺少考虑材料的非线性行为,无法准确指导深海装备用钛合金材料性能的优化与改进。因此,本文将 Bonora 模型引入到球壳结构的极限承载能力分析中,充分考虑材料强化及软化行为对结构极限承载能力的影响。

本文依据 Pan 等^[30]研究工作中TA31 钛合金(又名 Ti80)耐压球壳缩比模型压力筒考核试验(具体模型参数详见文献[30]),开展 Bonora 模型扩展应用研究,利用有限元软件 ABAQUS 对典型球壳结构进行数值仿真计算,首先开展球壳结构屈曲模态分析,随后根据实测缺陷幅值将1阶屈曲模态转换为几何缺陷引入到 ABAQUS/Explicit 模块中,编写考虑 Bonora 损伤模型的用户自定义子程序进行非线性有限元分析。计算结果如图10所示,当静水外压载荷达到 57.39 MPa 时,在模态缺陷凹坑边缘位置损伤因子升至临界值 $D_{cr}=1$,单元被删除,凹坑中心位置单元 Mises 应力达到最大值,随着载荷继续增加,凹坑中心位置单元 Mises 应力骤降,裂纹贯穿并快速扩展致模型破坏。

为了对比分析,在 ABAQUS/Riks 模块中不考虑材料非线性本构关系模型,设定材料双线性各向同性硬化参数,材料极限强度分别设定为 σ_s 和 σ_b ,切线模量设定为 0 MPa^[35]。当耐压球壳凹坑位置大范

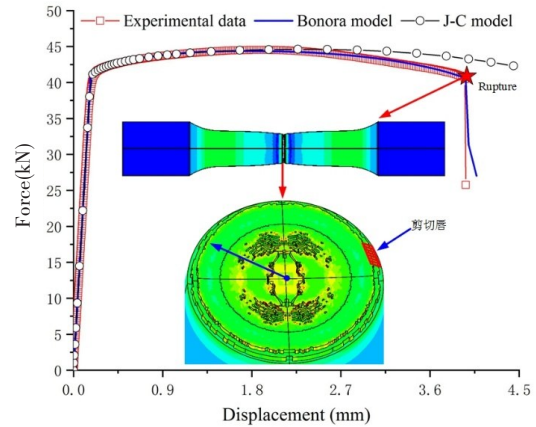


图9 仿真计算与试验值对比

Fig.9 Comparison between simulation and test values

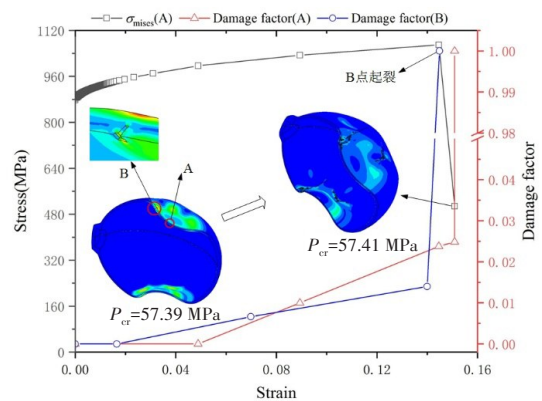


图10 基于 Bonora 模型的球壳结构典型位置应力应变

Fig.10 Stress-strain of spherical shell based on Bonora model

围进入塑性时,结构丧失承载能力,达到结构极限强度,节点位移随载荷下降而持续增加。计算结果汇总于表 3,结果表明,当材料极限强度增加时,结构极限承载能力提升近 7.2%,而耐压球壳模型实际破坏压力介于图 11 所示计算区间,误差不超过 5%。强度破坏是在大潜深环境下厚球壳结构的主要失效模式,材料非线性行为的影响权重随着厚径比的增加而逐渐增加。计算结果表明,基于 Bonora 模型的耐压球壳结构极限承载能力计算值与文献[30]中 TA31 钛合金球壳模型试验值较好吻合,预报误差不到 1%,预报精度有一定提升,相比于双线性弹塑性简化模型, Bonora 材料本构关系模型充分考虑了材料屈服强度、抗拉强度以及最大塑性应变的影响,结构破坏的物理意义更加明确。

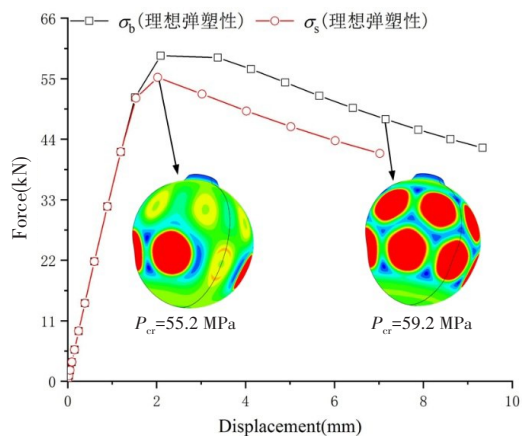


图 11 基于理想弹塑性模型的球壳结构载荷位移曲线
Fig.11 The load-displacement curve of spherical shell based on ideal elastic-plastic model

表 3 计算结果汇总

Tab.3 Calculation results

	潜规 2018	理想弹塑性 σ_s	理想弹塑性 σ_b	Bonora 模型	试验 ^[30]
计算结果/MPa	61.22	55.2	59.2	57.39	57.8
计算误差	+5.9%	-4.5%	+2.4%	-0.7%	-

6 结 论

本文基于连续介质损伤力学理论框架,针对 TA31 钛合金开展了 Bonora 模型适用性研究,分析了典型耐压球壳结构的失效模式和极限承载能力,得出如下结论:

(1) 本文设计并开展了钛合金标准试样的加载卸载试验,获得了材料损伤因子随塑性应变的变化规律,但试验测得的塑性应变与损伤因子均是标距范围内的平均值,不同截面的损伤缺陷分布是不均匀的,最小截面中心位置的塑性应变是试验平均值的 2.8 倍,表明基于杨氏模量衰减的试验方法测得的损伤因子演化规律滞后于有限元方法计算得到的结果,加载卸载试验仅能反应损伤变量的演化趋势,无法准确测定最终的损伤临界值。

(2) 未考虑损伤因素的 J-C 塑性硬化模型在模拟标准试样单向拉伸时,会高估材料的硬化行为,无法准确模拟材料颈缩后的应力应变响应。Bonora 损伤模型可以较准确地模拟材料软化行为和失效模式,模型中的主要参数分别为损伤起始塑性应变 ϵ_{in} 、临界失效塑性应变 ϵ_{cr} 、临界损伤因子 D_{cr} 和损伤指数 α ,基于本文提出的校准方法,在加载卸载试验的基础上,可以准确地获得上述模型参数。损伤指数 α 与材料内部孔洞缺陷的形核速率有关, α 越大,材料内部孔洞扩张速率越快,材料塑韧性能越差;临界损伤因子 $D_{cr}=1$ 在数值仿真分析中具有明确物理意义,单元损伤因子趋近 1 时,单元积分点有效应力趋于无穷大,能够模拟因缺陷演化而导致的应力集中现象。

(3) 本文首次在耐压球壳极限强度分析中,引入了考虑损伤演化的 Bonora 模型,可以准确模拟耐压球壳结构的失效模式和破坏压力,预报误差不足 1%。该模型在材料本构关系中考虑了屈服强度、抗拉强度以及最大塑性应变的影响,对指导材料性能的优化与提升具有借鉴意义。但由于现阶段在公开发表的论文中,基于 TA31 钛合金的球壳模型试验结果较少,单一模型不足以定量说明 Bonora 模型的预报精度,后续工作会在此基础上针对性地开展重复试验,进一步消除试验分散度,提升 Bonora 模型的可靠性。

尽管 Bonora 模型在应变能释放率中考虑了应力三轴度的影响,但本文尚未深入研究应力状态对损伤指数、损伤起始应变以及损伤临界应变的影响规律,因此下一步研究重点是考虑裂纹闭合效应和应力状态的 Bonora 模型适用性研究。

参 考 文 献:

- [1] Pan B B, Cui W C. Further study on the ultimate strength analysis of spherical pressure hulls[J]. *Marine Structures*, 2010, 23: 444-461.
- [2] 王 丹, 万正权. 考虑初始形状影响的耐压球壳临界载荷简化计算公式[J]. *船舶力学*, 2014, 18(5): 557-564. (in Chinese)
Wang Dan, Wan Zhengquan. Simplified calculation formula for critical load of spherical pressure shell considering the influence of initial shape[J]. *Journal of Ship Mechanics*, 2014, 18(5): 557-564.
- [3] Rice J R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1967, 35(2): 379-386.
- [4] Rice J R, Tracey D M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields[J]. *Journal of the Mechanics & Physics of Solids*, 1969, 17(3): 201-217.
- [5] McClintock F A. A criterion for ductile fracture by the growth of holes[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, 35(2): 363-371.
- [6] Cockcroft M G, Latham D J. Ductility and the workability of metals[J]. *The Institute of Metals*, 1968, 96(1): 33-39.
- [7] Oyane M. Criteria of ductile fracture strain[J]. *Bulletin of JSME*, 1972, 15(90): 1507-1513.
- [8] Johnson G R, Cook W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(1): 31-48.
- [9] Bao Y, Wierzbicki T. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, 46(1): 81-98.
- [10] Bao Y. Dependence of fracture ductility on thickness[J]. *Thin-Walled Structures*, 2004, 42: 1121-1230.
- [11] Lou Y, Huh H, Lim S, Pack K. New ductile fracture criterion for prediction of fracture forming limit diagrams of sheet metals [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2012, 49(25): 3605-3615.
- [12] Lou Y, Yoon J W. Anisotropic behavior in plasticity and ductile fracture of an aluminum alloy[J]. *Key Engineering Materials*, 2015, 651: 163-168.
- [13] Lou Y, Chen L, Clausmeyer T, et al. Modeling of ductile fracture from shear to balanced biaxial tension for sheet metals[J]. *International Journal of Solids and Structure*, 2017, 112: 169-184.
- [14] Gurson A L. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I—Yield criteria and flow rules for porous media[J]. *Journal of Engineering Materials & Technology*, 1977, 99(1): 297-300.
- [15] Needleman A, Tvergaard V. An analysis of ductile rupture in notched bars[J]. *Journal of the Mechanics & Physics of Solids*, 1984, 32(6): 461-490.
- [16] Tvergaard V, Needleman A. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar[J]. *Acta Metallurgica*, 1984, 32(1): 157-169.
- [17] Lemaitre J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture[J]. *Journal of Engineering Materials & Technology*, 1985, 107: 83-89.
- [18] Bonora N, Gentile D, Pirondi A, Newaz G. Ductile damage evolution under triaxial state of stress: Theory and experiments[J]. *International Journal of Plasticity*, 2005, 21(5): 981-1007.
- [19] 王治磊, 周 杰, 杨 波. SUS304 不锈钢 Lemaitre 损伤模型参数研究[J]. *塑性工程学报*, 2020, 27(11): 173-179.
Wang Zhilei, Zhou Jie, Yang Bo. Study on Lemaitre damage model parameters of SUS304 stainless steel[J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2020, 27(11): 173-179. (in Chinese)
- [20] Bonora N, Testa G. Continuum damage mechanics modelling incorporating stress triaxiality effect on ductile damage initiation[J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2020, 43(8): 1-14.
- [21] Testa G, Bonora N. Stress triaxiality effect on void nucleation in ductile metals[J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materi-*

- als & Structures, 2020, 43(7): 1–14.
- [22] Li R, Zhan M, Zhang Z. A constitutive model coupling damage and material anisotropy for wide stress triaxiality[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2020, 33(12): 3509–3525.
- [23] 张毅, 薛世峰, 韩丽美. 半结晶聚合物损伤演化的实验表征与数值模拟[J]. 力学学报, 2021, 53(6): 1671–1683.
Zhang Yi, Xue Shifeng, Han Limei. Experimental characterization and numerical simulation of damage evolution in semi-crystalline polymers[J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2021, 53(6): 1671–1683. (in Chinese)
- [24] 韩丽美, 张毅, 叶贵根. 应力三轴度对聚乙烯材料损伤及断裂的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2021, 52(11): 3843–3854.
Han Limei, Zhang Yi, Ye Guigen. Influence of stress triaxiality on damage and fracture of polyethylene[J]. Journal of Central South University(Science and Technology), 2021, 52(11): 3843–3854. (in Chinese)
- [25] 张建, 高杰, 王纬波, 等. 深海球形耐压壳力学特性研究[J]. 中国造船, 2015, 56(4): 129–140.
Zhang Jian, Gao Jie, Wang Wei-bo. Investigation on mechanical properties of deep sea spherical pressure hull[J]. Shipbuilding of China, 2015, 56(4): 129–140. (in Chinese)
- [26] 张喜秋, 于昊, 于昌利. 钛合金耐压球壳极限强度数值估算方法[J]. 舰船科学技术, 2019, 41(4): 49–53.
Zhang Xiqiu, Yu Hao, Yu Changli. Research on the numerical method on the ultimate strength of titanium alloy pressure spherical shell[J]. Ship Science and Technology, 2019, 41(4): 49–53. (in Chinese)
- [27] 朱永梅, 周祥, 林海超, 等. 多腐蚀球形耐压壳屈曲特性研究[J]. 舰船科学技术, 2022, 44(5): 7–10.
Zhu Yongmei, Zhou Xiang, Lin Haichao, et al. Buckling characteristics of pressurized multi-corroded spherical shell[J]. Ship Science and Technology, 2022, 44(5): 7–10. (in Chinese)
- [28] Bonora N, Ruggiero A, Gentile D, De Meo S. Practical applicability and limitations of the elastic modulus degradation technique for damage measurements in ductile metals[J]. Strain, 2011, 47(3): 241–254.
- [29] 李文跃, 王帅, 刘涛. 大深度载人潜水器耐压壳结构研究现状及最新进展[J]. 中国造船, 2016, 57(1): 210–221.
Li Wenyue, Wang Shuai, Liu Tao. Current status and progress on pressure hull structure of manned deep submersible[J]. Shipbuilding of China, 2016, 57(1): 210–221. (in Chinese)
- [30] Pan B B, Cui W C. Experimental verification of the new ultimate strength equation of spherical pressure hulls[J]. Marine Structures, 2012, 29(1): 169–176.
- [31] 中国船级社. 潜水系统和潜水器入级规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
China Classification Society. Specification for classification of diving systems and submersibles[S]. Beijing: People's Communications Press, 2018. (in Chinese)
- [32] 石佳睿, 唐文勇. 载人深潜器钛合金耐压球壳极限强度可靠性分析[J]. 船海工程, 2014, 43(2): 114–118.
Shi Jiarui, Tang Wenyong. Ultimate strength reliability analysis of titanium alloy spherical pressure shell in HOV[J]. Ship and Ocean Engineering, 2014, 43(2): 114–118. (in Chinese)
- [33] 熊志鑫. 大深度载人潜器耐压壳极限强度的简化算法[J]. 工程力学, 2014, 31(5): 233–237.
Xiong Zhixin. Simplified method for ultimate strength analysis of pressure hull of manned deep-ocean submersible[J]. Engineering Mechanics, 2014, 31(5): 233–237. (in Chinese)
- [34] 熊志鑫, 黄志权, 张道兵, 等. 模态缺陷条件下的深潜耐压球壳极限强度[J]. 哈尔滨工程大学学报, 2020, 41(1): 76–80.
Xiong Zhixin, Huang Zhiquan, Zhang Daobing, et al. Research on ultimate strength of deep diving pressure spherical shell under modal defect condition[J]. Journal of Harbin Engineering University, 2020, 41(1): 76–80. (in Chinese)
- [35] 于爽, 胡勇, 王芳. 全海深载人潜水器超高强度钢制载人球壳的极限强度分析与模型试验[J]. 船舶力学, 2019, 23(1): 51–57.
Yu Shuang, Hu Yong, Wang Fang. Ultimate strength analysis and model tests for full-ocean-depth manned cabin[J]. Journal of Ship Mechanics, 2019, 23(1): 51–57. (in Chinese)