断面的影响[J]. 中国冶金，2017，27(4)：17.（WU Zhan-jun，MA Xiao-bao，WANG Dong-cheng. Effect of incoming section on cold rolling strip tension stress and delivery section[J]. China Metallurgy，2017，27(4)：17.）

[5] 孔令坤. 数值模拟在极限规格H型钢工艺优化中的应用[J]. 中国冶金，2017，27(4)：21.（KONG Ling-kun. Application of numerical simulation in process optimization of limited specification H-beam[J]. China Metallurgy，2017，27(4)：21.）

[6] 王晓崇，刘义伦，赵先琼，等. 非对称情况下金属出口横向位移函数的求解[J]. 轧钢，2007，24(6)：12.（WANG Xiao-chong，LIU Yi-lun，ZHAO Xian-qiong，et al. Unsymmetrical situation for analyzing the function of metal lateral displacement[J]. Steel Rolling，2007，24(6)：12.）

[7] 杨利坡. 板带轧制三维热力藕合条元法研究及仿真系统开发[D]. 秦皇岛：燕山大学，2006.（YANG Li-po. Research on the Strip Element Method of Three Thermo-Mechanical Coupling of Plate and Strip Rolling and Development of the Simulation System[D]. Qinhuangdao：Yanshan University，2006.）

[8] 杨春彦，李忠富，张国柱，等. 热连轧粗轧水平辊多道次可逆轧制宽展有限元模拟[J]. 北京科技大学学报，2011，33(2)：227.（YANG Chun-yan，LI Zhong-fu，ZHANG Guo-zhu，et al. FEM simulation on width spread during the multi-pass and reversing process of roughing horizontal rolling for hot strip mills [J]. Journal of University of Science and Technology Beijing，2011，33(2)：227.）

[9] Moazeni B，Salimi M. Investigations on relations between shape defects and thickness profile variations in thin flat rolling [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology，2015，77(5-8)：1315.

[10] 柴箫君，张杰，李洪波，等. 热轧金属横向流动规律及其对板形的影响[J]. 工程科学学报，2017，39(12)：1859.（CHAI Xiao-jun，ZHANG Jie，LI Hong-bo，et al. Transverse flow law of metals and its effect on the shape of a steel strip[J]. Chinese Journal of Engineering，2017，39(12)：1859.）

[11] 李成伟，王晓晨，杨荃，等. 热轧带钢金属横向流动及影响因素[J]. 北京科技大学学报，2013，35(2)：222（LI Cheng-wei，WANG Xiao-chen，YANG Quan，et al. Metal transverse flow and its influence factors of hot rolled strips[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing，2013，35(2)：222.）

[12] CHEN X L，ZOU J X. A specialzed finite element model for investigating controlling factors affecting behavior of rolls and strip flatness[C]//Proceeding of the 4th International Conference on Steel Rolling. Deauville：British Metal Corporation，1987：41

[13] 王连生，杨荃，何安瑞，等. 热轧宽带刚厚度及轧制力横向分析的研究[J]. 钢铁，2011，46(6)：55.（WANG Lian-sheng，YANG Quan，HE An-rui，et al. Thickness and transverse distribution of roll pressure for hot-rolled wide strip[J]. Iron and Steel，2011，46(6)：55.）

[14] 李洪波，张杰，曹建国，等. CVC热连轧机支持辊不均匀磨损及辊形改进[J]. 北京科技大学学报，2008，30(5)：558.（LI Hong-bo，ZHANG Jie，CAO Jian-guo，et al. Characteristics of backup roll wear contour in a CVC continuous hot rolling mill [J]. Journal of University of Science and Technology Beijing，2008，30(5)：558.）

[15] 杨光辉，张高尚，张杰，等. 2 180 mm超宽六辊CVC冷轧机SMS-EDC边降控制特性[J]. 钢铁，2018，53(5)：52.（YANG Guang-hui，ZHANG Gao-shang，ZHANG Jie，et al. SMS-EDC edge control characteristics of 2 180 mm super-wide 6-high CVC cold rolling mill[J]. Iron and Steel，2018，53(5)：52.）

（上接第55页）

[17] 祝夫文，胡贤磊，王市均，等. 中厚楔形板轧制的过程控制模型[J]. 钢铁研究学报，2009，21(7)：53.（ZHU Fu-wen，HU Xian-lei，WANG Shi-jun，et al. Rolling process control model of medium and heavy wedge-shaped plate[J]. Journal of Iron and Steel Research，2009，21(7)：53.）

[18] 高娟. 楔形板厚控系统及轧制工艺研究[D]. 秦皇岛：燕山大学，2008.（GAO Juan. Researching of Automatic Gauge Control and Rolling of Longitudinal Profiled[D]. Qinhuangdao：Yanshan University，2009.）

[19] CUI Li，SHI Quan-qiang，LIU Xiang-hua，et al. Residual curvature of longitudinal profile plate roller in leveling process[J]. Journal of Iron and Steel Research，International，2013，20(10)：23.

[20] 王亮亮，刘长江，李靖年，等. LP钢板冷矫直工艺探索[J]. 世界金属导报，2017-01-24(B07).（WANG Liang-liang，LIU Chang-jiang，LI Jing-nian，et al. Cold plate straightening process of LP steel[J]. World Metals Herald，2017-01-24(B07).）

[21] 张子骞，颜云辉，杨会林，等.一种冷轧差厚板复合矫直辊系装置及柔性矫直方法：中国，CN105344751A[P]. 2016-02-24.（ZHANG Zi-qian，YAN Yun-hui，YANG Hui-lin，et al. A Cold Rolling Differential Plate Composite Straightening Roller System and Flexible Straightening Method：China，CN105344751A[P]. 2016-02-24.）

[22] 文庆明. 轧钢机械[M]. 北京：化学工业出版社，2004.（WEN Qing-ming. Steel Rolling Machinery[M]. Beijing：Chemical Industry Press，2004.）

DOI：10.13228/j.boyuan.issn0449-749x.20180293

2Cr12NiMo1W1V超临界汽轮机叶片用耐热钢的热变形行为

龚志华[1,2]， 何 禛[3]， 包汉生[1]， 杨 钢[1]

（1. 钢铁研究总院特殊钢研究所，北京 100811； 2. 内蒙古科技大学材料与冶金学院，内蒙古 包头 014010；
3. 钢铁研究总院科技信息与战略研究所，北京 100081）

摘 要：为了解决2Cr12NiMo1W1V耐热钢在锻造过程中晶粒粗大和组织不均匀的问题，利用Gleeble-3800热模拟试验机，在变形温度为1 000～1 200 ℃、应变速率为0.01～10 s^{-1}、变形量为70%的条件下，研究和分析了2Cr12NiMo1W1V耐热钢的高温塑性变形和动态再结晶行为。结果表明，该耐热钢的真应力-应变曲线具有动态再结晶特征。再结晶晶粒尺寸随着变形温度的增加或应变速率的降低呈增加趋势，在变形温度为1 150～1 200 ℃，应变速率为0.01 s^{-1}时，晶粒尺寸急剧增加。在真应力-应变曲线的基础上，建立了材料热变形本构方程，其热激活能为453.74 kJ/mol。根据峰值应力绘制了合金的热加工图并获得在各加工条件下的效率值，合金的最佳热加工区间为变形温度为1 000～1 150 ℃、应变速率为0.1～1 s^{-1}以及变形温度为1 060～1 125 ℃、应变速率为0.1～10 s^{-1}。

关键词：汽轮机叶片；热变形；热加工图；动态再结晶；本构方程

文献标志码：A **文章编号：**0449-749X（2019）03-0063-06

Hot deformation behavior of 2Cr12NiMo1W1V heat resistant steel used for supercritical steam turbine blades

GONG Zhi-hua[1,2]， HE Zhen[3]， BAO Han-sheng[1]， YANG Gang[1]

（1. Institute of Special Steels，Central Iron and Steel Research Institute，Beijing 100081，China； 2. School of Materials and Metallurgy，Inner Mongolia University of Science and Technology，Baotou 014010，Nei Mongol，China； 3. Institute for Science and Technology Information and Strategy，Central Iron and Steel Research Institute，Beijing 100081，China）

Abstract：In order to solve the problem of coarse grain and microstructure uniformity of 2Cr12NiMo1W1V heat resistant steel during forging process，the hot deformation characteristics and dynamic recrystallization behavior at the temperature range of 1 000-1 200 ℃ and strain rate range of 0.01-10 s^{-1} under 70% deformation were investigated by means of hot compression tests with Gleeble-3800. The results show that the true stress-strain curve of the alloy has dynamic recrystallization characteristics. The recrystallized grain size increases with the increase of deformation temperatures or the decrease of deformation rates. The grains grow fast when deform at 0.01 s^{-1} with temperature range of 1 150-1 200 ℃. The constitutive equation is established on basis of the true stress-strain curves and the activation energy（Q）was obtained as about 453.74 kJ/mol. The hot working maps are developed based on the peak stress and show variations of the efficiency of power dissipation related to temperature and strain rate. The optimum hot working temperature and strain rate interval are 1 000-1 150 ℃ and 0.1-1 s^{-1}，1 060-1 125 ℃ and 0.1-10 s^{-1} respectively.

Key words：steam turbine blade；hot deformation；hot working map；dynamic recrystallization；constitutive equation

最早开发的12%Cr系超临界（超超临界）电站用耐热钢是12CrMoV系列的X21CrMoV12-1型，最高可用温度为560 ℃。在该型耐热钢基础上分别加入Nb＋N、Ta＋N或钨，研发了3种新型12%Cr耐热钢。日本开发了Ta＋N系，GE公司开发了Nb＋N系，美国西屋公司开发了钨系，新开发的耐热钢比常规的12CrMoV钢的使用温度提高了约15 ℃。2Cr12NiMo1W1V耐热钢（AISI422）是在12%Cr系的基础上加入适量的钨，并优化铬、镍、钼的质量分数，主要用于制作580 ℃温度下的转子、叶片及紧固件[1-5]。作为超临界汽轮机组核心部件，叶片的长期稳定性是保证安全生产、降低运营风险的必要条

基金项目：国家重点研发计划资助项目（2016YFB0300203）

作者简介：龚志华（1979—），男，博士生，副教授； **E-mail：**gzh_2001@163.com； **收稿日期：**2018-07-21

通讯作者：杨 钢（1963—），男，博士，教授； **E-mail：**yanggang@nercast.com

件。该钢采用锻造或轧制工艺生产，经过淬火、高温回火处理后进行叶片加工。在企业生产过程中，该叶片用钢出现了锻造的产品和轧制产品性能不一致等问题。

为了更好地了解2Cr12NiMo1W1V耐热钢的热变形行为，本文利用Gleeble-3800热模拟试验机对企业生产2Cr12NiMo1W1V试验料进行了高温单道次压缩试验。获得了该材料不同条件下的真应力-应变数据，研究该耐热钢在不同变形温度和应变速率下合金的组织状态，并建立了合金的热变形本构方程，制定了热加工图。通过以上研究，确定了该耐热钢的最佳应变速率及变形温度的匹配参数，以获得均匀、细小的组织，并结合现场生产装备条件提出了最优的热加工工艺。

1 试验材料与方法

本试验所采用2Cr12NiMo1W1V耐热钢选自某特钢企业提供的ϕ180 mm棒材，经过电渣重熔冶炼后锻造，锻造温度为950～1 160 ℃，退火温度为800 ℃，其化学成分见表1。

表1 试验钢主要化学成分(质量分数)

Table 1 Main chemical composition of alloy %

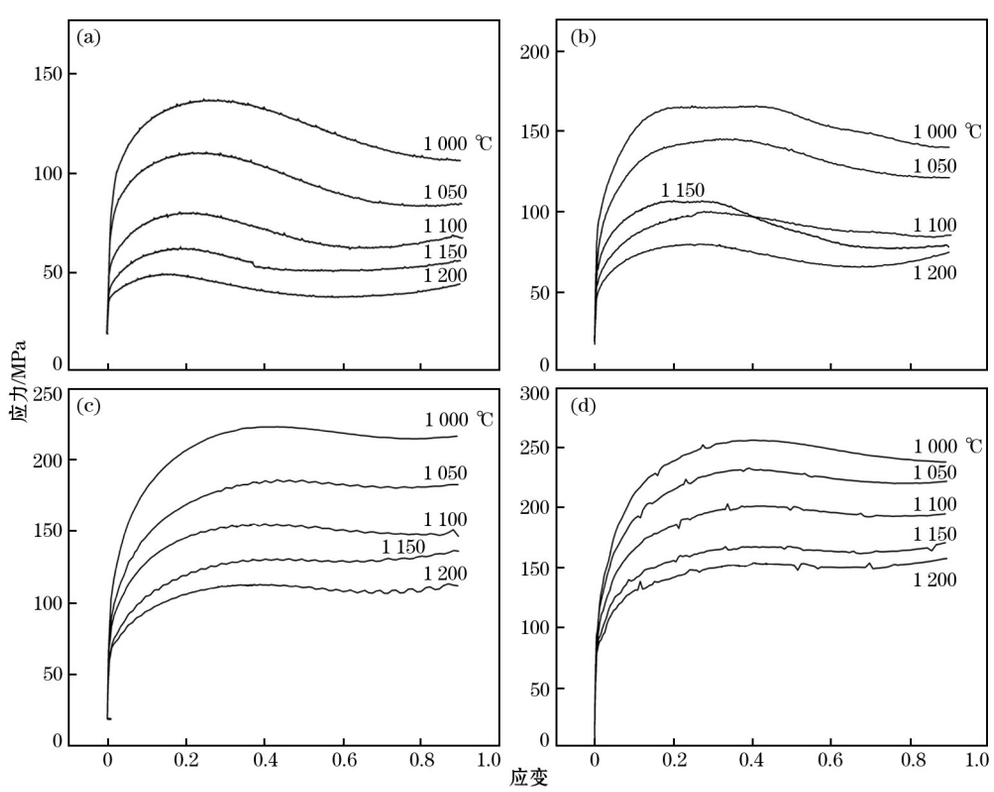
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	W	V
0.20～0.25	≤0.50	0.50～1.00	≤0.030	≤0.025	0.50～1.00	11.00～12.50	0.90～1.25	0.90～1.25	0.20～0.30

热模拟试样尺寸为ϕ8 mm×15 mm，利用Gleeble-3800热模拟试验机对试样进行单次轴向压缩，试验开始前在试样两端均匀涂敷润滑剂(70%石墨＋25%机油＋5%硝酸三甲苯脂)，以减小摩擦。试样以20 ℃/s升温到1 100 ℃，保温5 min，以10 ℃/s的速度冷却到预设温度保温10 min后开始压缩。变形温度分别为1 000、1 050、1 100、1 150和1 200 ℃，应变速率分别为0.01、0.1、1和10 s^{-1}，压缩量为70%，变形后立即水冷。

2 试验结果与分析

2.1 应力-应变曲线

不同变形温度和应变速率条件下的真应力-应变曲线如图1所示。由图1可知，变形开始阶段，应力呈直线急剧增加，这一阶段晶粒内部的位错数量在压缩变形后急剧增殖，发生加工硬化；随后在变



(a) $\dot{\varepsilon}$ =0.01 s^{-1}; (b) $\dot{\varepsilon}$ =0.1 s^{-1}; (c) $\dot{\varepsilon}$ =1 s^{-1}; (d) $\dot{\varepsilon}$ =10 s^{-1}。

图1 2Cr12NiMo1W1V钢热压缩应力-应变曲线

Fig. 1 True stress-true strain curves of 2Cr12NiMo1W1V during hot compression

形过程中晶粒内部的位错通过交互作用而发生重组和回复，压缩试样的加工硬化率降低；进一步变形，当位错积累到一定数量后，激发动态再结晶，这时应力达到峰值，随着诱发动态再结晶的晶粒数量增加，位错密度降低及新晶粒的产生带来的软化效应占据主导，应力呈现降低趋势[6-7]。

从图1中可以看出，在应变速率为1 s^{-1}、变形温度为1 050～1 200 ℃时，在应力达到峰值后，曲线出现小幅上下波动现象，如图1(c)所示，此时应力波动范围较小。在应变速率为10 s^{-1}、变形温度为1 000～1 200 ℃时，在动态回复和动态再结晶阶段，曲线出现尖锐的上下跳动现象，如图1(d)所示。热压缩过程无论是动态再结晶或动态回复都是动态过程，位错运动、重组、积累等都受溶质原子、析出相的阻碍，特别是在高温过程中，溶质原子较为活跃。在1 050～1 200 ℃温度区间内合金中的$M_{23}C_6$析出相完全回溶，热力学计算相图如图2所示。当应变速率增加时，由于更多溶质原子碳的回溶，位错与溶质原子相互作用有利于位错更快积累，快速发生再结晶，当发生动态再结晶时位错密度快速降低，在这一瞬间“软化”效果大于继续变形带来的位错增殖导致的“硬化”效果。但随着应变增加，位错增殖，变形抗力提升，这时会出现图1(c)中所示的曲线小幅波动现象。同理，进一步加快应变速率，留给位错挣脱溶质原子的时间更短，大量位错积累后通过动态再结晶的瞬间释放，导致应力下降[8-10]，就可能出现图1(d)所示比较尖锐的应力波动。

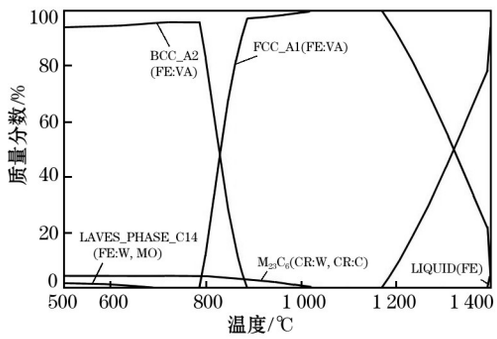


图2　合金热力学计算相图

Fig. 2　Thermodynamic calculation phase diagram of alloy

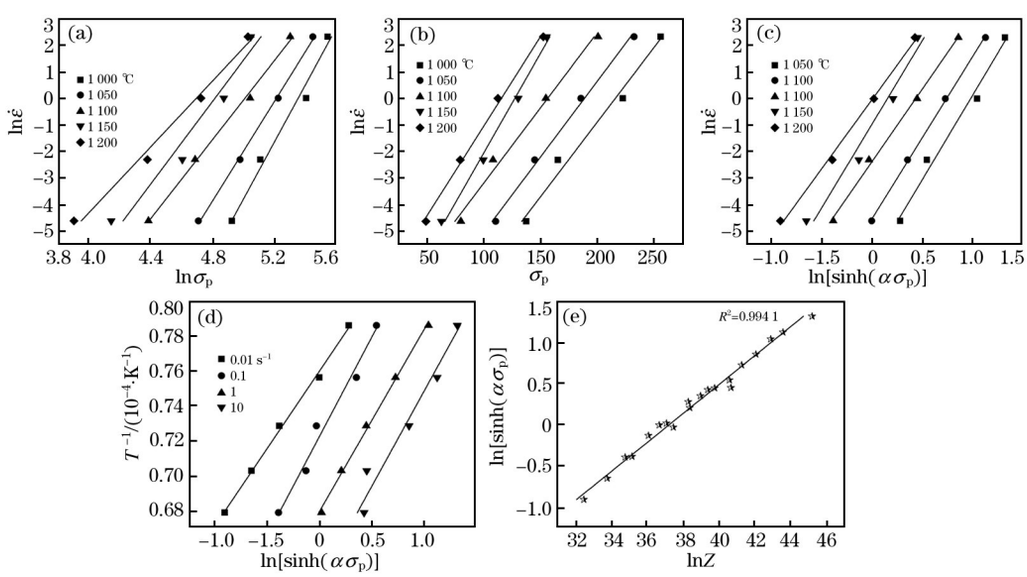
2.2　2Cr12NiMo1W1V合金的热变形本构方程

应变速率、变形温度、峰值应力关系曲线如图3所示。金属的高温塑性变形均存在热激活过程，热激活过程与变形温度、应变速率与流变应力的关系可以用经典的双曲正弦函数来描述[11-12]，见式(1)。

$$\dot{\varepsilon}=A[\sinh(\alpha\sigma_p)]^n\exp(-\frac{Q}{RT}) \tag{1}$$

式中：Q为热变形激活能，J/mol；R为气体常数，8.314 J/(mol·K)；T为绝对温度，K；σ_p为峰值应力，MPa；A是与变形温度无关的材料常数；α为应力水平参数；n为应力指数。

求出A、α、n、Q即可描述材料的高温流变特征；通过图3(a) $\ln\dot{\varepsilon}$-$\ln\sigma_p$和图3(b) $\ln\dot{\varepsilon}$-σ_p的直线斜率，计算得α值为0.007 9。



(a) $\ln\dot{\varepsilon}$-$\ln\sigma_p$；(b) $\ln\dot{\varepsilon}$-σ_p；(c) $\ln\dot{\varepsilon}$-$\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$；(d) $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$-$1/T$；(e) $\ln Z$-$\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$。

图3　应变速率、变形温度与峰值应力的关系曲线

Fig. 3　Relationship between peak stress, deformation temperature and strain rate

Tegart W J M 等提出并试验验证了热变形过程，通常可以用温度补偿因子 Zener-Hollomon 参数 Z 来表示[13-14]

$$Z=A[\sinh(\alpha\sigma_p)]^n \tag{2}$$

对式(2)两边取对数，可得

$$\ln Z=\ln A+n\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)] \tag{3}$$

式(1)对 $1/T$ 求偏导得

$$Q=R\frac{\partial\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]}{\partial(1/T)}\bigg|_{\dot\varepsilon}\frac{\partial\ln\dot\varepsilon}{\partial\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]}\bigg|_{T} \tag{4}$$

由式(4)可以看出，热激活能 Q 是关于 $\ln\dot\varepsilon$ - $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ 和 $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ -$1/T$ 的求解过程。绘制出相应的 $\ln\dot\varepsilon$ - $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ 和 $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ - $1/T$ 曲线，如图 3(c)和图 3(d)所示。直线 $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ -$1/T$ 斜率的平均值设为 K，直线 $\ln\dot\varepsilon$ - $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ 斜率的平均值设为 n，采用最小二乘法线性回归可求得 n=9.245 1，K=5.904 6。

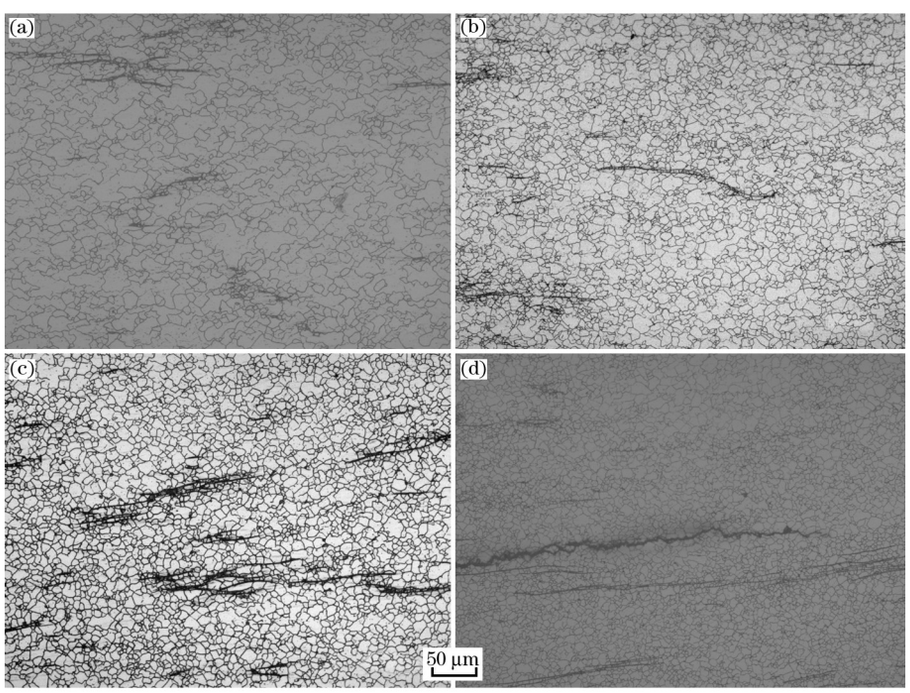
2Cr12NiMo1W1V 合金的热变形激活能 Q=RnK=453.74 kJ/mol。利用 $\dot\varepsilon$ 与 T，求出对应的 ln$Z$，可绘出 ln$Z$- $\ln[\sinh(\alpha\sigma_p)]$ 曲线，如图 3(e)所示。其斜率的自然对数即 ln$A$=37.2。将所求参数值代入式(1)，即可得到 2Cr12NiMo1W1V 合金的高温变形流变应力本构方程

$$\dot\varepsilon=e^{37.2}[\sinh(0.007\,9\sigma_p)]^{9.245\,1}\exp(-\frac{453\,740}{8.134T}) \tag{5}$$

从峰值应力的 Z 参数拟合曲线可以看出，拟合精度为 0.99，数据拟合度较高，能够比较真实地反映合金的变形过程。

2.3 热加工过程中的组织演变

变形温度为 1 050 ℃，应变速率为 0.01～10 s^{-1} 的组织如图 4 所示。可以看出，热压缩变形后组织都为完全再结晶晶粒。对比 4 个不同应变速率下的组织可以看出，应变速率越低，组织中晶粒尺寸的差异越大，特别是应变速率为 0.01 s^{-1} 时，大晶粒尺寸约为 150 μm，小晶粒尺寸只有约 5 μm，晶粒尺寸的不均匀在后续淬火＋回火过程很难改善，因此在变形过程中不希望出现。



(a) 0.01 s^{-1}；(b) 0.1 s^{-1}；(c) 1 s^{-1}；(d) 10 s^{-1}。

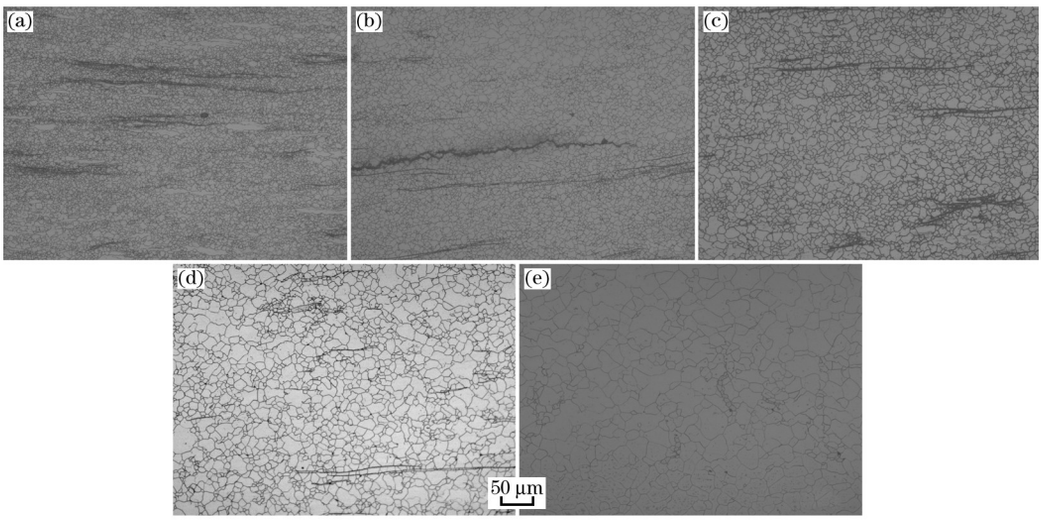
图 4 变形温度为 1 050 ℃时不同应变速率下的组织

Fig. 4 Microstructure of 1 050 ℃ deformation temperature at different strain rates

变形温度为 1 000～1 200 ℃，应变速率为 10 s^{-1} 时的金相组织如图 5 所示。在 1 000 ℃变形，由于应变速率较快，组织中还有部分未完全再结晶的动态回复组织，大部分区域为细小的再结晶组织。进一步提高变形温度，得到完全的再结晶组织，同时晶粒明显发生长大。变形温度为 1 100～1 150 ℃时，该合金具有较好的组织均匀性。

变形温度为 1 000～1 200 ℃，应变速率为 0.01～10 s^{-1} 条件下得到的动态再结晶晶粒尺寸如图 6 所示。动态再结晶晶粒尺寸随着变形温度升高而增

大，随着应变速率的提高而减小。在变形温度高于1 150 ℃，应变速率为0.01 s^{-1}时，晶粒尺寸会明显增加。



（a）1 000 ℃；（b）1 050 ℃；（c）1 100 ℃；（d）1 150 ℃；（e）1 200 ℃。

图5　应变速率为10 s^{-1}时不同变形温度下的组织

Fig. 5　Microstructure with 10 s^{-1} strain rate at different deformation temperatures

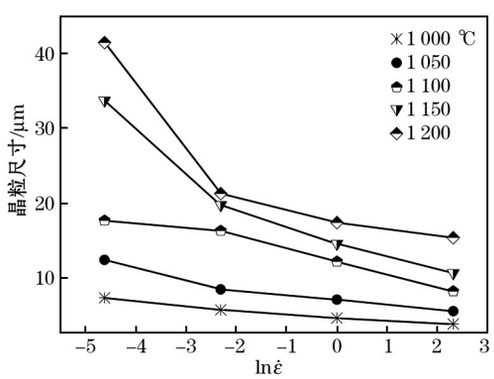


图6　不同应变速率和变形温度下的晶粒尺寸

Fig. 6　Grain sizes of alloy with different strain rates and deformation temperatures

2.4　热加工图的建立

Prasad Y V R K等[15]通过大塑性连续流变介质力学、不可逆热力学理论和物理系统模拟建立了动态材料模型（Dynamic Material Model DMM）。基于DMM模型建立的热加工图，能够准确描述特定形变区间微观组织的形变机制，同时还能给出加工过程中应该避免的不稳定流变区域，获得优化的加工温度和应变速率。

m表示材料的应变硬化敏感指数，可以通过lnσ-lnε得到[16]。ξ表示热加工过程中的失稳判据，可用式（6）描述。

$$\xi(\dot{\varepsilon})=\frac{\partial \ln\frac{m}{m+1}}{\partial \ln\dot{\varepsilon}}+m<0 \qquad (6)$$

能耗图上$\xi(\dot{\varepsilon})$值为负数的区域为流变失稳区。图中数值越大，表示加工的效率越高[15]。2Cr12NiMo1W1V钢在应变量为0.6时的热加工图如图7所示。图中阴影区为失稳区，通常在该区域变形加工效率低，组织上表现为，在较低温度下，应变速率高得到动态回复和动态再结晶的混合组织，在较高温度下出现失稳，组织虽然是完全动态再结晶组织，但可能导致混晶。2Cr12NiMo1W1V的热加工图中有3个阴影区，分别发生在变形温度为950～1 000 ℃、应变速率为1～10 s^{-1}区间，由于应变速率高，该区域为动态回复和动态再结晶混合组织；变形温度为1 050 ℃、应变速率大于1 s^{-1}以及变形温度为1 150～1 200 ℃、应变速率为1～10 s^{-1}区间，组织均为完全再结晶组织，但是过高的应变速率，得到晶粒过于细小，不利于热加工，组织状态的不稳定将影响后续材料的综合性能。

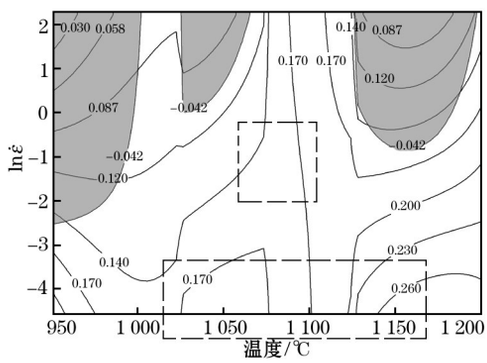


图7　2Cr12NiMo1W1V钢热加工图

Fig. 7　Hot working maps of 2Cr12NiMo1W1V

特钢生产企业的锻造设备和轧钢设备实际的应变速率有限，基本达不到 10 s^{-1}（60%变形量时间为 0.6 s）。因而结合图 7 中的效率值及变形后组织来看，适宜加工区域为变形温度为 1 000～1 150 ℃、应变速率为 0.1～1 s^{-1} 以及变形温度为 1 060～1 125 ℃、应变速率为 0.1～10 s^{-1}；当变形温度超过 1 150 ℃，晶粒长大过快，同时δ-铁素体析出会增加，因而不适宜热加工。

3 结论

（1）2Cr12NiMo1W1V 钢在 1 000～1 200 ℃变形温度范围内发生动态再结晶，变形温度为 1 000 ℃、应变速率为 10 s^{-1}，组织由动态回复和动态再结晶构成，变形温度提高，得到完全再结晶组织。2Cr12NiMo1W1V 钢热变形本构方程中各参数为：n=9.245 1，K=5.904 6，Q=453.74 kJ/mol。

（2）再结晶晶粒尺寸随着变形温度的增加或应变速率的降低呈增大趋势，当变形温度为 1 150 ℃以上、应变速率为 0.01 s^{-1} 时，晶粒尺寸急剧增加。

（3）2Cr12NiMo1W1V 钢各温度下，应变速率为 0.01 和 10 s^{-1} 时，组织均匀性较差。适宜加工工艺为变形温度为 1 000～1 150 ℃、应变速率为 0.1～1 s^{-1} 以及变形温度为 1 060～1 125 ℃、应变速率为 0.1～10 s^{-1}。

参考文献：

[1] 刘新权，杨钢，杨沐鑫. 1Cr11Co3W3MoVNbNB 铁素体叶片钢 620 ℃时效 $M_{23}C_6$ 和 MX 第二相的析出行为[J]. 钢铁研究学报，2012，24(5)：53.(LIU Xin-quan，YANG Gang，YANG Mu-xin. Precipitation behavior of $M_{23}C_6$ and MX second phase in 1Cr11Co3W3MoVNbNB ferrite-blade-steel at 620 ℃ aging treatment[J]. Journal of Iron and Steel Research，2012，24(5)：53.)

[2] 赵宏禹，刘荣佩，王长军，等. 9Ni 马氏体不锈钢的热变形行为及其能量耗散图[J]. 钢铁，2018，53(9)：74.(ZHAO Hong-yu，LIU Rong-pei，WANG Chang-jun，et al. Hot deformation behavior and energy dissipation diagram of 9Ni martensite stainless steel[J]. Iron and Steel，2018，53(9)：74.)

[3] 龚志华，杨钢，定巍. 热处理工艺对 1Cr11Co3W3MoVNbNB 钢析出相及性能的影响[J]. 钢铁研究学报，2018，30(4)：315.(GONG Zhi-hua，YANG Gang，DING Wei. Effect of heat treatment process on precipitation behavior and mechanical properties of 1Cr11Co3W3MoVNbNB[J]. Journal of Iron and Steel Research，2018，30(4)：315.)

[4] 汪开忠，郝震宇，胡芳忠，等. 高压锅炉管用 P91 钢热处理工艺优化[J]. 中国冶金，2018，28(5)：58.(WANG Kai-zhong，HAO Zhen-yu，HU Fang-zhong，et al. Optimization on heat-treatment process of P91 steel for high pressure boiler tube[J]. China Metallurgy，2018，28(5)：58.)

[5] 陈正宗，刘正东，包汉生，等. C-HRA-3 耐热合金奥氏体晶粒长大动力学[J]. 钢铁，2017，52(7)：74.(CHEN Zheng-zong，LIU Zheng-dong，BAO Han-sheng，et al. Kinetics of austenite grain growth in heat-resistant alloy C-HRA-3[J]. Iron and Steel，2017，52(7)：74.)

[6] MA Long-teng，WANG Li-min，LIU Zheng-dong. Hot deformation behavior of F6NM stainless steel[J]. Journal of Iron and Steel Research，International，2014，21(11)：1035.

[7] 刘发. 3Cr13 马氏体不锈钢的高温热变形行为研究[J]. 中国冶金，2015，25(10)：38.(LIU Fa. Research on thermal deformation behavior of matensitic strainless steel in 3Cr13[J]. China Metallurgy，2015，25(10)：38.)

[8] 任培东. 310S 耐热不锈钢热变形行为及热加工图[J]. 中国冶金，2017，27(7)：34.(REN Pei-dong. Hot deformation behavior and hot processing maps of 310S heat-resistance stainless steel[J]. China Metallurgy，2017，27(7)：34.)

[9] Kermanpur A. Improvement of grain structure and mechanical properties of a land based gas turbine blade directionally solidified with liquid metal cooling process[J]. Materials Science and Technology，2008，24(1)：100.

[10] Bugge J，Kjær S，Blum R. High-efficiency coal-fired power plants development and perspectives[J]. Energy，2006，31(10)：1437.

[11] Zener C，Hollomon H. Effect of strain rate upon plastic flow of steel[J]. Journal of Applied Physics，1944，15(1)：22.

[12] Jonas J，Sellars C M，Tegart J M. Strength and structure under hot-working conditions[J]. Metallurgical Reviews，1969，14：1.

[13] Sellars C M，Tegart W J M. On the mechanism of hot deformation[J]. Acta Metallurgica，1966，14(9)：1136.

[14] SUN Wen，QIN Xue-zhi，GUO Jian-ting，et al. Thermal stability of primary MC carbide and its influence on the performance of cast Ni-base superalloys[J]. Materials and Design，2015，69：81.

[15] Prasad Y V R K，Sasidhara S. Hot Working Guide：A Compendium of Processing Maps[M]. Metals Park OH：ASM International，1997.

[16] LIU Y H，NING Y Q，YANG X M，et al. Effect of temperature and strain rate on the workability of FGH4096 superalloy in hot deformation[J]. Materials and Design，2016，95：669.