

· 组织和性能 ·

定径和冷却工艺参数对 40Mn2V 钢 N80-1 套管组织和力学性能的影响

吴乐胜¹ 方剑^{1,2} 李明新¹ 袁泽喜²

(1 衡阳华菱钢管(集团)有限公司技术中心,衡阳 421001;

2 武汉科技大学钢铁冶金及资源利用省部共建教育部重点实验室,武汉 430081)

摘要 通过热模拟试验,系统分析了定径温度(820~920℃)、应变量(0.18~0.24)和冷却速率(0.2~2.1℃/s)对 N80-1 无缝套管(Φ139.70~339.72 mm×6.20~22.22 mm)用钢 40Mn2V(/%:0.41C、0.22Si、1.65Mn、0.014P、0.005S、0.15V、0.021Ti、0.008ON)组织、拉伸强度和冲击功的影响,并建立了数学模型。结果表明,在给定的定径变形温度下,当冷却速率超过某一临界值时,则发生贝氏体转变对低冲击韧性极为不利。40Mn2V 钢适合于钢管冷却速率不超过 1.1℃/s 的钢管规格,当冷却速率低于 0.6℃/s 时,合适的定径温度为 695~870℃,当冷却速率在 0.6~1.1℃/s 时,定径温度为 695~820℃。

关键词 热模拟试验 N80-1 无缝套管 40Mn2V 钢 组织 力学性能 定径和冷却工艺

Influence of Sizing and Cooling Process on Structure and Mechanical Properties of N80-1 Seamless Casing Tube of Steel 40Mn2V

Wu Lesheng¹, Fang Jian^{1,2}, Li Mingxin¹ and Yuan Zexi²

(1 Technical Center, Hengyang Hualing Steel Tube (Group) Co Ltd, Hengyang 421001; 2 Key Laboratory for Ferrous Metallurgy and Resources Utilization of Ministry of Education, Wuhan University of Science and Technology, Wuhan 430081)

Abstract The influence of sizing deformation temperature (820~920℃), deformation extent (0.18~0.24) and cooling rate (0.2~2.1℃/s) on structure, tensile strength and impact energy of steel 40Mn2V(/%:0.41C, 0.22Si, 1.65Mn, 0.014P, 0.005S, 0.15V, 0.021Ti, 0.008ON) for N80-1 seamless casing tube (Φ139.70~339.72 mm×6.20~22.22 mm) is systematically analyzed by hot simulation test, and a math model is established. Results show that at defined sizing deformation temperature, as cooling rate of steel is higher than a critical value, the bainite transformation occurs in structure led to poor impact toughness of steel; steel 40Mn2V is available for the tube size with cooling rate less than 1.1℃/s, the suitable process parameters are that as cooling rate less than 0.6℃/s, the sizing temperature is 695~870℃, and as cooling rate 0.6~1.1℃/s, the sizing temperature is 695~820℃.

Material Index Hot Simulation Test, N80-1 Seamless Casing Tube, Steel 40Mn2V, Structure, Mechanical Property, Sizing and Cooling Process

N80-1 套管是 API 5CT 标准中非调质态的最高钢级,通常以热轧方式生产,控制终轧温度不小于相变点 Ar₃ 且钢管经过空冷,等同正火态交货,具有成本低、生产效率高、交货周期短等优点^[1]。但当 N80-1 套管达到标准要求值≥689 MPa 时,其屈服强度不能稳定在标准要求的范围内(552~758 MPa),以及冲击功时常低于标准要求(≥27 J),严重影响了该产品的成材率和使用安全性^[2-6]。定径变形参数和钢管冷却速率是影响 N80-1 套管产品最终性能的主要因素^[4-7]。然而,无缝钢管的空冷速率是不可控参数,其大小只与钢管的规格尺寸有关,这就为 N80-1 无缝套管的工艺控制带来了极大的难度。目前 N80-1 无缝套管工艺控制的研究,多将不可控参

数冷却速率当成可控参数来研究,显然失去了实际可操作性^[5-10]。因此有必要通过模拟试验得出适用于实际操作的工艺控制方法及参数。

1 试验材料和方法

采用工业生产的 40Mn2V Φ220 mm 连铸管坯(表 1),沿坯径中间部位处纵向取样。在 Gleeble3500 试验机,热模拟无缝套管的拉-扭复合

表 1 试验钢 40Mn2V 化学成分 / %
Table 1 Analysis of test steel 40Mn2V / %

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	V	Ti	N
0.41	0.22	1.65	0.014	0.005	0.02	0.05	0.15	0.021	0.008 0

通讯作者:方剑,博士,衡阳华菱钢管有限公司技术中心,衡阳 421001

E-mail:Jian_gou_gou_@163.com

变形及套管空冷过程(套管直径 $\Phi 139.70 \sim 339.72$ mm,壁厚 6.20 ~ 22.22 mm),拉伸和扭转等效应变比率分别为 25% 和 75%,试验样尺寸为:两端夹持段直径 $\Phi 14$ mm,中间测试段直径 $\Phi 12$ mm、标距 50 mm。在热模拟试验前,试样均被加热至 1 250 $^{\circ}\text{C}$ 保温 10 min,固溶处理,然后降温至 1 050 $^{\circ}\text{C}$,变形至应变量 0.8(变形速率 0.5 s^{-1})模拟连轧变形过程;完成第一次变形后,试样均冷却至 500 $^{\circ}\text{C}$,再分别加热至 850、900、950 $^{\circ}\text{C}$ 保温 10 min,模拟在线常化和再加热过程,再分别冷却至不同温度 820、870、920 $^{\circ}\text{C}$,并以变形速率 0.2 s^{-1} 和应变量 0.05 ~ 0.24 进行变形,然后以 0.2 ~ 2.1 $^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 进行冷却,模拟定径变形和钢管冷却过程。

试验工艺流程如图 1 所示,其中固溶处理、热模拟连轧变形和在线常化工艺参数相同,工艺参数变化在于热模拟工艺参数定径变形温度(3 个不同参数)、定径变形应变量(4 个不同参数)以及冷却速度(5 个不同参数),共 60 组不同工艺参数。每组工艺参数的热模拟试验均采用 4 个样,完成热模拟试验后,2 个样加工成 $\Phi 5$ mm 圆棒样,在万能拉伸试验机 WEW-100B 上进行拉伸性能测试,2 个样加工成 (mm) $5 \times 5 \times 55$ (0.8 mm V 型缺口) 冲击样,在落锤式冲击试验机 JB-300B 上进行冲击功测试,最后利用金相显微镜 Axioplan-2 对试验样进行组织观察和分析。

2 结果及分析

2.1 拉伸性能

由图 2 可以看出,屈服和抗拉强度的变化范围分别为 600 ~ 770 MPa 和 855 ~ 1 060 MPa,屈服和抗拉强度均随定径变形温度和冷却速率的升高而显著增大,但随定径应变量的变化不明显,仅当定径变形温度和冷却速率均较小时,随定径应变量的增加略有增大。采用 Matlab 软件对这些试验数据进行分析,建立屈服和抗拉强度与定径应变量、温度和冷却速率之间的数学关系式如(1)和(2)所示,其拟合度 R^2 分别为 98.02% 和 97.84%。

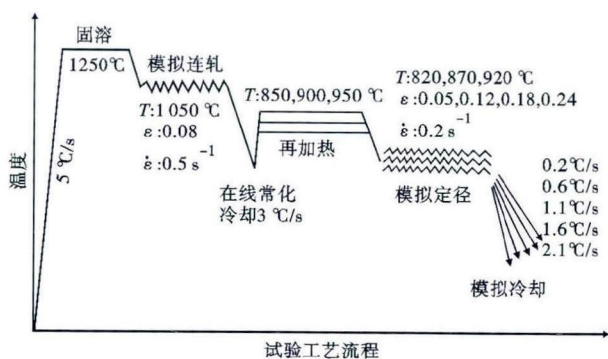


图 1 40Mn2V 钢热模拟试验工艺流程
Fig. 1 Hot simulation test process flow sheet of steel 40Mn2V

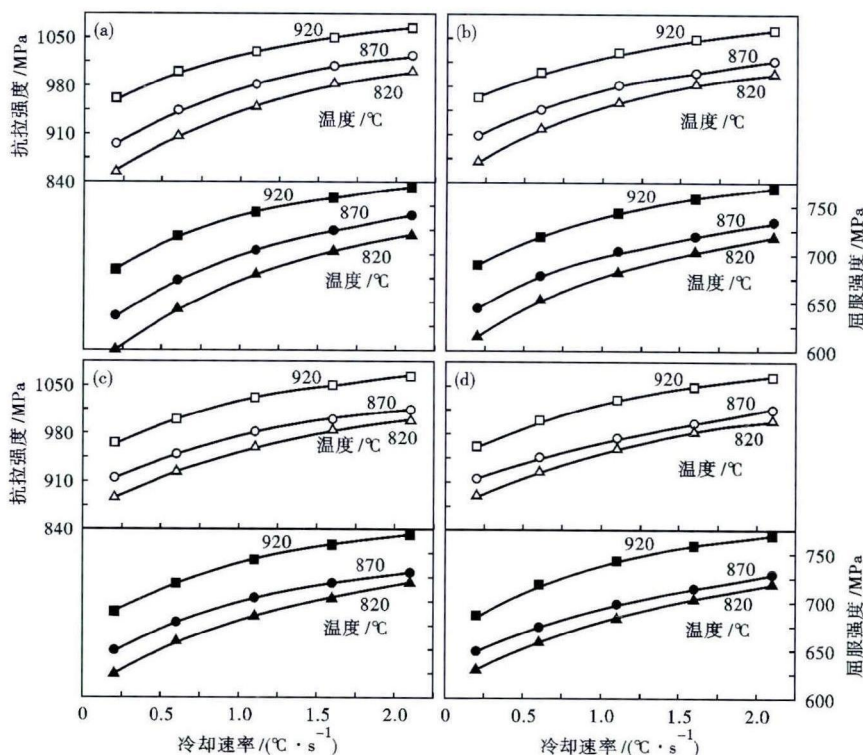


图 2 定径温度、定径应变量和冷却速度对 40Mn2V 钢抗拉和屈服强度的影响:应变量- (a) 0.05; (b) 0.12; (c) 0.18; (d) 0.24

Fig. 2 Influence of sizing temperature, sizing strain and cooling rate on tensile and yield strength of steel 40Mn2V: strain- (a) 0.05; (b) 0.12; (c) 0.18; (d) 0.24

$$\sigma_s = 0.0121 T \times v^{1.0445} + (0.5385 T + 223.0362) \times v^{0.0445} + 14.5727 \times \varepsilon \quad (1)$$

$$\sigma_b = \sigma_s + 264.7431 + 0.2380 \times (\sigma_s - 619.8514) \quad (2)$$

式中: σ_s - 屈服强度/MPa; σ_b - 抗拉强度/MPa; T - 定径温度/ $^{\circ}\text{C}$; v - 冷却速率; ε - 定径应变量。

根据试验参数,将式(1)和(2)的计算结果与实测值相减,得出偏差值基本稳定在 ± 10 MPa 之内,说明式(1)和(2)具有较高的准确性。

2.2 冲击性能

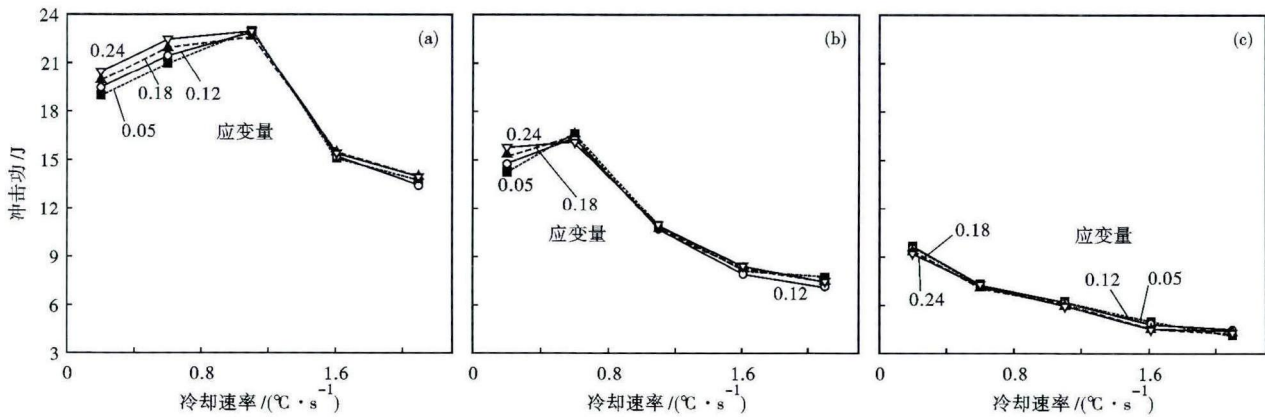


图3 定径温度、定径应变量和冷却速度对40Mn2V钢冲击能的影响:定径温度/°C-(a)820;(b)870;(c)920

Fig. 3 Influence of sizing temperature, sizing strain and cooling rate on impact energy of steel 40Mn2V; sizing temperature /°C- (a)820; (b)870;(c)920

由图3可以看出,当定径变形温度为820、870、920 °C时,冲击功分别在13.5~23 J、7.2~16.6 J和4.2~9.7 J之间变化,其中定径变形温度和冷却速率的影响较明显,而定径应变量的影响不大。随着定径变形温度的升高,冲击功显著降低,随着冷却速率的增大,冲击功先缓慢升高,当冷却速率超过某一值后,冲击功急剧降低。这些峰值对应的冷却速率称为临界冷却速率,它们分别为820 °C的1.1 °C/s、870 °C的0.6 °C/s和920 °C的0.2 °C/s。随着定径应变量的增加,仅当定径变形温度和冷却速率均较小时(以冲击功的峰值为界限),冲击功略有升高,当定径变形温度或冷却速率较大时,冲击功基本不变。

2.3 显微组织

不同热模拟参数下的组织如表2所示,可将不同的组织分为两大类,一类为铁素体+珠光体组织,另一类为除铁素体+珠光体以及部分贝氏体组织。在一定的定径变形温度下,当冷却速率到达并超过某一临界值时,则发生贝氏体转变,这些临界值分别为820 °C的1.1 °C/s、870 °C的0.6 °C/s和920 °C的0.2 °C/s,恰好与冲击功的峰值对应的临界冷却速

率一致,说明贝氏体转变是导致冲击功急剧降低的主要因素。热模拟参数对40Mn2V钢的影响为:

(1)随着定径变形温度的升高,晶粒尺寸逐渐增大,铁素体含量逐渐减少并逐渐沿晶界形核形成粗大的网状铁素体,贝氏体组织转变更容易,在未发生贝氏体转变之前,珠光体含量逐渐增多,当发生贝氏体转变之后,贝氏体含量逐渐增多。

(2)随着冷却速率的增大,铁素体和珠光体组织均逐渐减少且晶内铁素体逐渐增多,当冷却速率达到并超过某一临界值(820 °C的1.1 °C/s、870 °C的0.6 °C/s和920 °C的0.2 °C/s)时,则发生贝氏体转变。

(3)增大定径应变,起到了一定的细化铁素体和珠光体组织的作用,但这种作用远小于定径变形温度和冷却速率对组织的影响。

图4列举了3种典型组织形貌,图4(a)为细小的铁素体(内含大量晶内铁素体)+细小的珠光体组织,工艺参数为:变形温度820 °C、冷却速率0.6 °C/s、应变0.24;图4(b)为大量的铁素体+珠光体以及少量的贝氏体组织,工艺参数为:变形温度370 °C、冷却速率1.1 °C/s、应变0.24;图4(c)为粗大的网状铁素体+珠光体以及大量的贝氏体组织,工艺参数为:变形温度920 °C、冷却速率2.1 °C/s、应变0.24。

2.4 工艺参数控制

在无缝钢管的实际生产中,定径变形温度可通过再加热炉进行控制,但钢管的冷却速率暂无法实现均匀有效的控制,其大小只与钢管规格尺寸有关。因此,定径变形温度的控制显得尤为重要,虽然钢管冷却速率无法控制,但与钢管规格尺寸有很好对应关系,只要结合不同的钢管规格(对应于不同冷却

表2 热模拟工艺参数对40Mn2V钢组织的影响

Table 2 Influence of hot simulation process parameters on structure of steel 40Mn2V

变形温度/ °C	应变	冷却速率/ (°C·s ⁻¹)	组织
820	0.05~0.24	0.2~1.1	细小铁素体+细小珠光体
820	0.05~0.24	1.6~2.1	细小铁素体+细小珠光体+部分贝氏体
870	0.05~0.24	0.2~0.6	铁素体+珠光体
870	0.05~0.24	1.1~2.1	铁素体+珠光体+部分贝氏体
920	0.05~0.24	0.2~1.1	粗大网状铁素体+粗大珠光体+部分贝氏体
920	0.05~0.24	1.6~2.1	粗大铁素体+粗大珠光体+大量贝氏体

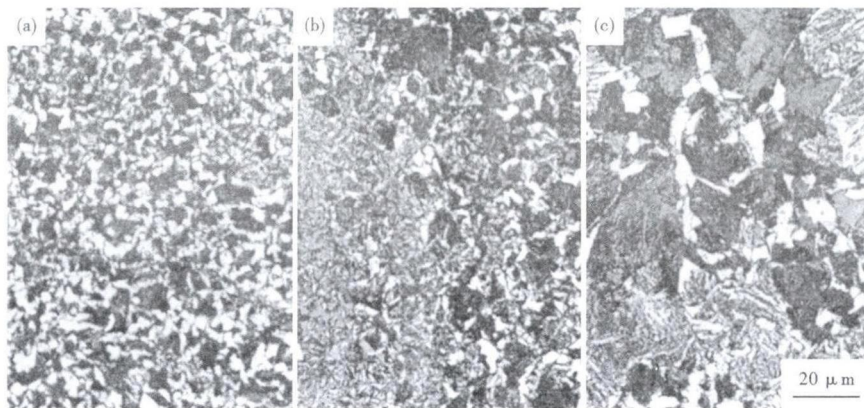


图 4 3 种典型工艺 40Mn2V 钢的组织形貌:(a)820 °C,0.24,0.6 °C/s;(b)870 °C,0.24,1.1 °C/s;(c)920 °C,0.24,2.1 °C/s

Fig.4 Morphology of structure of steel 40Mn2V with three typical process parameters:(a) 820 °C, 0.24, 0.6 °C/s; (b) 870 °C, 0.24, 1.1 °C/s; (c) 920 °C, 0.24, 2.1 °C/s

速率),并通过定径温度的合理控制,可实现性能的有效控制。

根据公式(1)和(2)进行计算,当钢管的冷却速率在 0.2 ~ 2.1 °C/s 时,定径变形温度至少要控制在 695 ~ 899 °C,才能满足屈服和抗拉强度要求。再根据冲击功和组织观察研究结果,升高定径变形温度或当冷却速率超过 820 °C 的 1.1 °C/s,870 °C 的 0.6 °C/s 和 920 °C 的 0.2 °C/s 临界点时,极易发生贝氏体转变,对冲击功明显不利。因此,在满足强度要求的同时,应尽量避免贝氏体组织的产生,以保证良好的冲击功。对于 40Mn2V 钢,定径温度控制 ≤ 870 °C,当给定规格的钢管冷却速率 ≤ 0.6 °C/s 时,定径温度应控制在 695 ~ 870 °C,当冷却速率为 0.6 ~

1.1 °C/s 时,定径温度应控制在 695 ~ 820 °C,当给定规格的钢管冷却速率超过 1.1 °C/s 时,则需要采用碳含量或锰含量略低的其他钢种。

3 结论

(1)随定径变形温度和冷却速率的提高,试验钢 40Mn2V 强度递增,冲击功随定径变形温度的提高而递减,但随冷却速率的增大先缓慢升高,达到峰值后迅速降低。

(2)建立 40Mn2V 钢屈服和抗拉强度与定径应变量、温度和冷却速率之间的数学关系

式,其拟合度 R^2 分别为 98.02% 和 97.84%,计算结果与实测值相偏差稳定在 ± 10 MPa 之内。

(3)试验钢 40Mn2V 贝氏体转变是导致韧性急剧降低的主要因素,不同定径温度下贝氏体转变的临界冷却速率分别为:820 °C 的 1.1 °C/s,870 °C 的 0.6 °C/s 和 920 °C 的 0.2 °C/s。

(4)当 40Mn2V 钢 N80-1 无缝套管的给定规格的冷却速率 ≤ 0.6 °C/s 时,定径温度应控制在 695 ~ 870 °C,当给定规格的钢管冷却速率为 0.6 ~ 1.1 °C/s 时,定径温度应控制在 695 ~ 820 °C,当给定规格的钢管冷却速率超过 1.1 °C/s 时,则需要采用碳含量或锰含量略低的其他钢种。

参考文献

- [1] API 5CT-2005 Specification for Casing and Tubing[S]. American Petroleum Institute Press,2012,7:80-87.
- [2] Fang J, Li Y H, Xie K Y, et al. Influence of Hot Deformation on Microstructure of Non-Quenching and Non-Tempering Pipe 36Mn2V Used in Oil Well[A]. ICPNS2010[C], China,2010:314.
- [3] Fang J, Li Y H, Xie K Y, et al. Study on the Influence of Cooling Rate on the Property of Non-Quenching and Non-Tempering Steel OCTG[J]. Applied Mechanics and Materials,2011,71-78(7):837-841.
- [4] Fang J, Li Y H, Xie K Y, et al. Influence of Hot Deformation on Microstructure of Non-Quenching and Non-Tempering Pipe 36Mn2V Used in Oil Well[J]. Journal of Materials Science Forum,2011,704-705(12):504-509.
- [5] 方 剑,李阳华,邹喜洋,等. N80 级非高质油井管用钢 36-40Mn2V 连轧和定径工艺对组织和性能的影响[J]. 特殊钢,2012,33(3):53-56.
- [6] 方 剑,谢凯意,李阳华,等. V 的碳氮化合物析出对 36Mn2V 非调质钢组织性能的影响[J]. 武汉科技大学学报,2012,35(2):81-84.
- [7] 刘雅政,刘 照,徐进桥,等. 非调质 N80 石油套管轧制工艺优化的实验研究[J]. 钢铁,2006,41(7):41-44.
- [8] Pan T, Yang C F M. Chemistry and Process Optimization of V-Microalloyed N80-Class Seamless Casing Tube[J]. Journal of Iron and Steel Research (International),2010,17(3):72-78.
- [9] Liu Z, Liu Y Z, Zhang Y S. Feasibility Experimental Study of New Process of Producing Non-Quenching and Tempering N80 Grad Oil Casings[J]. Hot Working Technology, 2006,35(10):43-46.
- [10] Yan T J, Wang K H. Effect of Produced Fluid on the Wear Behavior of Grade D Sucker Rod and N80 Type Tubing[J]. Petroleum Science,2005,22(2):116-118.

吴乐胜(1969-),男,硕士,高级工程师,无缝钢管轧管工艺研发。

收稿日期:2013-05-13