

40 t 钢包底吹特征的水力学模拟研究

欧修龙¹ 王乐² 王绍明¹ 王国强¹

(1 汉江师范学院物理与电子工程学院, 十堰 442000; 2 钢铁研究总院, 北京 100081)

摘要 以钢厂 40 t LF 为原型, 应用广义相似理论进行 1:3 水力学模拟实验研究。根据白金汉 π 定律, 得到描述底吹氩钢包内钢液混合效果的特征数方程模型。通过对实验数据回归分析, 得出几何相似的钢包炉内钢液受搅拌后混合效果的特征数方程。同时, 使用 ANSYS CFX 软件对原吹气孔及单孔、双孔最佳吹气位置进行数值模拟验证。研究表明: 钢包吹气位置设在距炉底圆心 $2/3R$ 处和单孔吹气, 钢液混匀时间最短, 钢包流场活跃区最大。

关键词 钢包精炼 水力模型 影响因素

Research on Characteristics of 40 t Ladle Bottom Gas Blowing Process by Water Modeling

Ou Xiulong¹, Wang Le², Wang Shaoming¹ and Wang Guoqiang

(1 School of Physics and Electronic Engineering, Hanjiang Normal University, Shiyan 442000;
2 Central Iron and Steel Research Institute, Beijing 100081)

Abstract Based on prototype of steelworks 40 t LF, by using the generalized similarity principle, experimental study on the 1:3 water simulation has been carried out. According to Buckingham's π theorem, a characteristic number equation model to describe the effect of mixing molten steel in bottom argon ladle is obtained. Through regression analysis of experimental data, a fitting equation to express mixing effect of stirred liquid in geometric similarity ladle is got. At the same time, the ANSYS CFX software is used to verify the optimal blowing position of the original blowhole and double blowholes. The result of experiment shows that with the argon bubbling at $2/3R$ distance from the center of bottom and using a single purging plug, the active zone of the ladle is largest and the stirring mixing time is the shortest.

Material Index Ladle Refining, Water Model, Influencing Factor

钢包吹氩是一种精炼效果良好的二次精炼技术, 其最大的优点是操作简单, 在炼钢生产中受到了广泛关注。它既可以单独使用也可以与其它精炼工艺结合, 完成钢液混匀、净化, 促进夹杂物上浮, 改善钢-渣反应动力学条件, 净化钢液质量^[1-5]。

Helle^[6]通过无量纲分析, 提出了一个经验公式, 揭示搅拌时间与钢包底径、液深、表面张力的关系。学者李士琦^[7]研究了影响钢液混匀时间的因素, 包括径深比、炉渣、钢液运动规律、吹气口位置及示踪剂加入位置等。Trukoglu and Farouk^[8]研究表明径深比和吹气位置对钢液流场起主要作用, 并影响钢液的混匀时间。

本文通过水力学模拟实验, 研究钢包内部钢液混合运动特征, 探索吹气流量、液气密度比、径深比和吹气位置对钢液混匀时间的影响, 进一步提出更为全面描述钢液混匀时间的特征方程, 得出最佳混匀时间所对应的吹气口位置, 从而优化钢包底部吹氩孔位置。

1 实验原理

1.1 几何相似

本研究以 40 t LF 钢包为原型, 钢包熔池的尺寸为内径 $D_{\text{上}} = 2\ 289\ \text{mm}$, $D_{\text{下}} = 2\ 065\ \text{mm}$, 高度 $H = 2\ 482\ \text{mm}$ 。钢包炉盛装的钢水为 40 t, 对应熔池液面高度为 1 415 mm。按照原型钢包炉的内部基本尺与模型以 3:1 的比例, 确定水模型的相应尺寸。原型钢

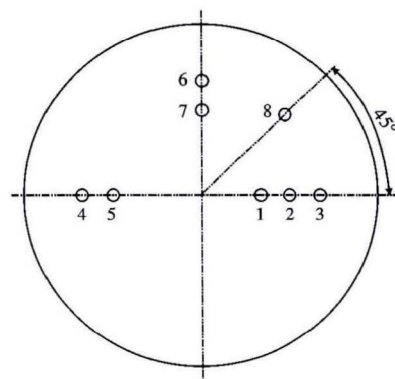


图 1 钢包底吹气孔位置示意图: (1) $1/3R$; (2) (5) (7) $1/2R$; (3) (4) (6) (8) $2/3R$

Fig. 1 Schematics of tuyeres arrangement at bottom gas of ladle: (1) $1/3R$; (2) (5) (7) $1/2R$; (3) (4) (6) (8) $2/3R$

表 1 原型与模型钢包的主要几何尺寸(3:1)

Table 1 Main geometry size of prototype and modeling ladle (3:1)

项目	主要几何尺寸参数	
	40 t 钢包原型	钢包模型
钢包底部直径/mm	2065	596
钢包顶部直径/mm	2289	662
熔池高度/mm	2482	828
透气砖直径/mm	80	27
液体密度/(kg·m ⁻³)	7000	1000

包炉和模型的对应尺寸表如表 1,用水模拟钢液,氢气和氮气模拟氩气,吹气孔位置如图 1 所示,其中孔②为原型吹气孔位置。

1.2 动力相似

在气液搅拌系统中,熔池内液体的流动和混匀主要是由气相和液相之间动量传输引起的,模型中气体流量由修正弗劳德数(Fr')决定^[9],如式(1)所示。

$$Fr' = \rho_g u^2 / (\rho_l g H) \quad (1)$$

式中: ρ_g - 气体密度/(kg·m⁻³); u - 气体流速(m·s⁻¹); ρ_l - 液体密度/(kg·m⁻³); H - 液体高度/m。其中,气体流速 u 由式(2)计算得出。

$$u = 4Q / (\pi d^2 N) \quad (2)$$

式中: Q - 气体体积流量/(m³·h⁻¹); N - 吹气口个数。将式(2)带入式(1)得出

$$Fr' = 1.621 \rho_g Q^2 / (\rho_l N^2 d^4 g H) \quad (3)$$

假设钢包原型和水模型试验使用相同数量的吹气口,根据模型与原型的修正弗劳德数相等^[6-7],即 $(Fr')_m = (Fr')_p$,得出

$$Q_m = \left[\frac{\rho_{g,p}}{\rho_{g,m}} \cdot \frac{\rho_{l,m}}{\rho_{l,p}} \left(\frac{d_m}{d_p} \right)^4 \left(\frac{D_m}{D_p} \right) \right]^{\frac{1}{2}} Q_p \quad (4)$$

式中: d - 喷嘴直径/m; D - 熔池内径/m; m 、 p - 分别表示模型和原型。用式(4)可以确定模型的吹气量。

2 实验方法及设计

本研究采用“刺激-响应”方法进行水力学模拟实验,测得模型的混匀时间。实验采用的示踪剂为饱和 KCl 溶液,电导测量仪器为中国水利科学研究院 DJ800 测量仪。实验设备如图 2 所示。

本实验考虑的影响因子有:吹气流量,吹气孔位置,熔池径深比,液气密度比。其中吹气流量取 4 个水平,吹气孔位置取 8 个水平,熔池径深比取 4 个水

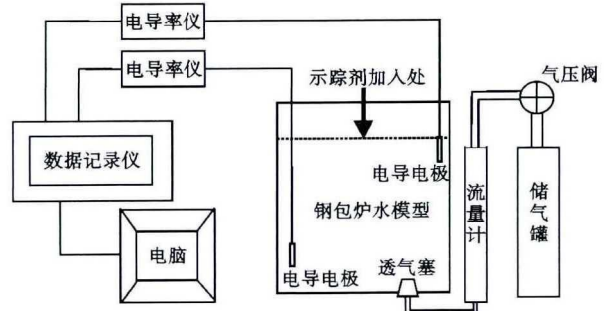


图 2 实验装置示意图
Fig. 2 Experimental apparatus schematic

表 2 实验的影响因子及水平取值

Table 2 Influence factor and level value of experiment

水平	影响因子			
	W	$Q / (L \cdot h^{-1})$	$\rho / (kg \cdot m^{-3})$	H/m
1	①	12	1.25	0.40
2	②	36	0.09	0.45
3	③	70	-	0.50
4	②+⑤	120	-	0.55
5	③+④	-	-	-
6	②+⑦	-	-	-
7	③+⑥	-	-	-
8	④+⑧	-	-	-

注: W 为图 1 中出气孔位置组合的吹气位置, H 为熔池深度。

平,液气密度比取 2 个水平,具体如表 2 所示。

根据标准正交表 $L(2^{31})$ 转变处理得到的 $L(8 \times 4^2 \times 2^{18})$ 正交表安排实验,共有 32 个实验方案。每个实验方案重复 2 次,共进行 64 次水模拟实验。实验结果由 DJ800 多功能监测系统自动记录,并录入计算机。

3 实验结果及讨论

3.1 钢液流动特征方程描述

大量研究表明,钢包内钢液流动的驱动力主要来源于钢包底吹氩气的搅拌,其搅拌效果受多种因素影响,包括熔池的几何参数、钢包精炼过程中的工艺参数以及气液两相的物理特性等。但很难概念化混合时间与系统物理性质(例如界面张力和粘度)之间的任何相互关系^[1]。根据经典 Buckingham pi 理论,考虑到径深比、吹气口位置、气体流量、液气密度比等因素,可以得出混匀时间与上述影响因素的关系,如式(5)所示。

$$\varphi(\tau) = F(D, W, dn, \rho_l, \rho_g, g, u, H) \quad (5)$$

将式(5)中参数无量纲化可得出式(6):

$$H_0 = K \cdot (Fr')^a \cdot (\pi_\rho)^b \cdot (\pi_H)^c \cdot (W)^d \quad (6)$$

$$H_0 = u \cdot \tau / D \quad (7)$$

表 3 各吹气位置对应的无量纲数值

Table 3 Dimensionless value of each blowing gas position

吹气位置	$\lg H_0$	$\lg W$	W
①	2.717	0.401	2.517
②	2.665	0.196	1.570
③	2.640	0.100	1.259
④	2.696	0.317	2.076
⑤	2.682	0.263	1.832
⑥	2.740	0.490	3.088
⑦	2.723	0.423	2.651
⑧	2.820	0.800	6.310

$$\pi_p = \rho_c / \rho_g \quad (8)$$

$$\pi_H = H/D \quad (9)$$

将式(7)、(8)、(9)入式(6)可得出钢液流动的特征方程,如式(10)所示。

$$\left(\frac{u \cdot \tau}{D}\right) = K \cdot (Fr')^a \cdot \left(\frac{\rho_c}{\rho_g}\right)^b \cdot \left(\frac{H}{D}\right)^c \cdot (W)^d \quad (10)$$

式中: K 、 a 、 b 、 c 、 d -待确定系数。 H_0 -被决定性特征数,对应的物理量为混匀时间 τ ; Fr' 、 π_p 、 π_H 和 W -决定性特征数,对应的物理量为吹气流量 Q 、气体密度 ρ_g 、熔池深度 H 和透气砖位置 w 。

由于影响因子吹气位置为非数值量,在本研究中,采用作图法将吹气位置进行量化(具体变换方法可见文献[7])。各吹气位置对应的“权”值见表3所示。

采用 Origin 软件对实验数据进行回归分析,得出钢液混匀时间与影响因素的关系式,即钢液流动方程,如式(12)所示。

$$\lg H_0 = 0.64 + 0.438 \lg W + 0.27 \lg (Fr' \times 10^4) + 0.06 \lg \pi_p + 0.29 \lg \pi_H \quad (11)$$

$$整理得: H_0 = 4.36 \cdot W^{0.44} \cdot (Fr' \times 10^4)^{0.27} \cdot \pi_H^{0.29} \cdot \pi_p^{0.06} \quad (12)$$

3.2 吹气位置对混匀时间的影响

实验通过优化吹气孔位置,达到提高钢包搅拌能的效果,但搅拌能直接的测量比较困难。可用混匀时间来判断钢液的搅拌能力,混匀时间越短,对钢液的搅拌能力越强。图3为各个吹气方案对应的混匀时间。从图3中可以看出,在单孔吹气方案中,吹气孔位置距中心 $2/3R$ 处,混匀时间最短,为120 s;其次是吹气孔位置距中心位置 $1/2R$ 处,为128 s;吹气孔位置距中心位置 $1/3R$ 处,混匀时间最长,为180 s。在双孔吹气方案中,双吹气孔位置分别距中心位置 $1/2R$ 处,沿直径对称分布(即方案4:②+⑤)

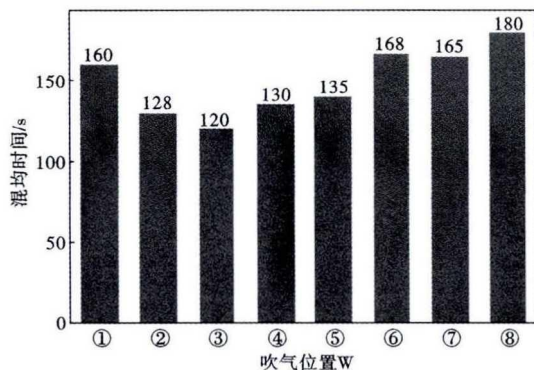


图 3 各个吹气方案对应混匀时间的关系

Fig. 3 Relationship between each tuyere scheme and corresponding mixing time

组合)混匀时间最短,为130 s。均比原透气砖位置,即方案2的混匀时间短。

3.3 吹气流量对混匀时间的影响

图4为 Fr' 修正弗劳德准数与 H_0 (谐时性准数)之间的关系图。从图4中可以看出,修正弗劳德准数增加,谐时性准数 H_0 呈现出指数增加。透气砖的吹气流量增大,对熔池的搅拌能力加强,有利于缩短混匀时间,如图5所示。但吹气流量和混匀时间呈

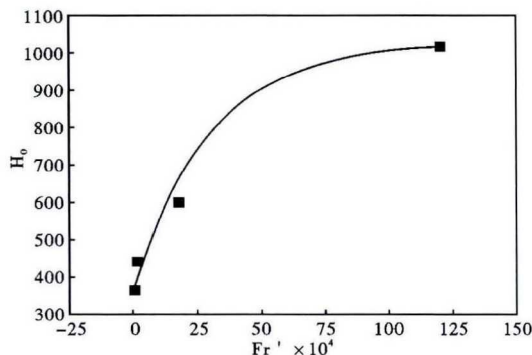


图 4 Fr' 与 H_0 的关系

Fig. 4 Relationship between H_0 and Fr'

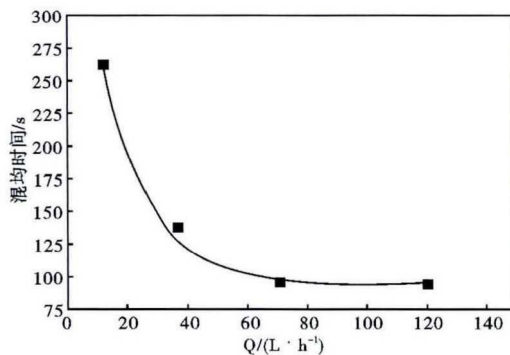


图 5 吹气流量对混匀时间的影响

Fig. 5 Effect of blowing flowrate on mixing time

负相关性,特别在流量比较小的情况下,增加流量能大大缩短混匀时间。当流量小于 40 L/h 的情况下,气体流量的增加能使混匀时间急剧缩短,可见在小流量的情况下,增加气体流量的效果很明显。当流量大于 80 L/h 后,其对搅拌时间缩短的影响已不明显。

3.4 熔池深度对混匀时间的影响

图 6 和图 7 分别为熔池深径比与谐时性准数 H_0 、混匀时间的关系图。从图 6,图 7 中可以看出,在气体流量一定的情况下, H/D 越大,谐时性准数 H_0 越大,混匀时间越长。由 Wei 等^[10]学者给出的公式可以得出,搅拌功与气体“浮力功”、“膨胀功”和“动能项”组成。气体“浮力功”与钢包内熔池的深度有关,熔池深度越深,气体具有的浮力势能越大,气体的“浮力功”增加。同时,气体上浮到钢渣界面的过程中,随着压力的减小,气体恒温膨胀做功增大,有利于提高熔池的搅拌能力。但是,熔池深度的增大不可避免的增加了钢液质量,从而导致气体搅拌功率密度降低,即单位质量钢水的搅拌功减少,从而延长了混匀时间。

4 数值模拟验证

通过水力学模型研究得出单孔吹氩和双孔吹氩

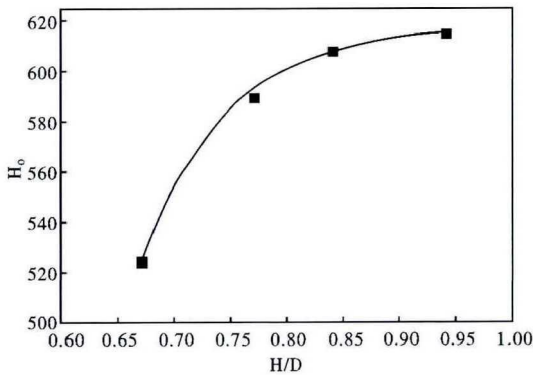


图 6 H/D 与 H_0 的关系

Fig. 6 Relationship between H_0 and H/D

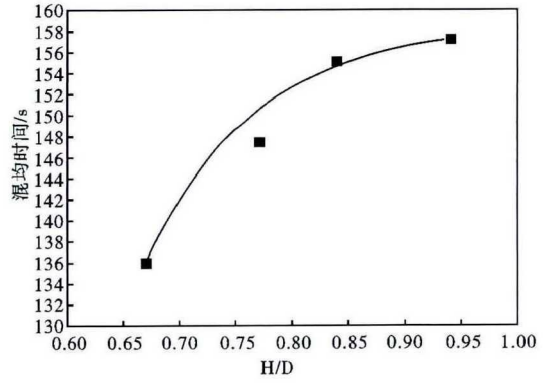


图 7 熔池深径比对混匀时间的影响

Fig. 7 Effect of H/D on mixing time

的最佳位置,本研究采用 ANSYS CFX 软件对单孔(距中心 $2/3R$ 处)和双孔(距中心 $1/2R$,呈 180°),以及原工况位置(单孔, $1/2R$ 处)进行气液两相流模拟验证。

4.1 边界条件

模型中参数均采用实际工业生产中钢水密度、温度、黏度等物理参数,将钢液看成连续相,氩气为离散相,忽略渣层的影响,熔池内钢水流动为稳态。模拟时边界条件主要有:

- (1) 湍流壁面采用无滑移边界条件;
- (2) 气体入口面积为工业生产用透气转有效透气面积,设置为质量流量入口;
- (3) 出口设为自由液面,出口压力设为标准大气压。

4.2 验证结果

考虑到实际生产工艺条件下气体搅拌流量范围为 $0.4 \sim 4 \text{ m}^3/\text{h}$,选取流量为 $1.2 \text{ m}^3/\text{h}$ 进行模拟,取过吹气孔中心点和钢包中心轴、垂直于包底的截面为观察面,则三种吹位方案该截面的速度云图如图 8 所示。从图 8 中可以看出,在单孔吹氩方案中,吹

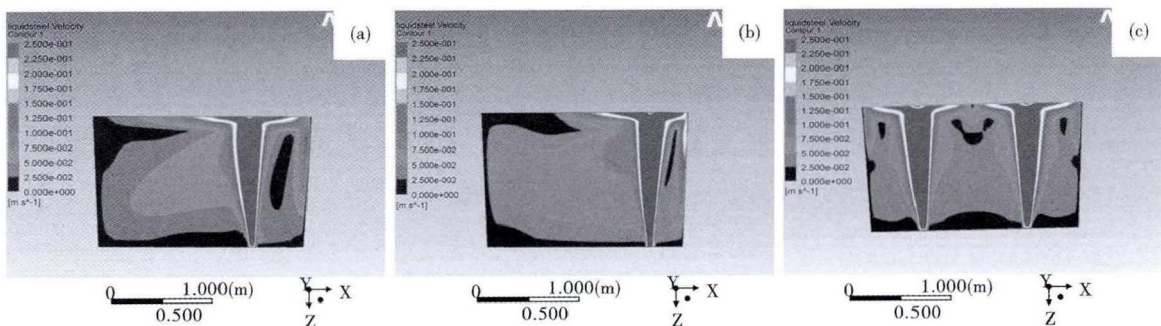


图 8 三种吹位方案截面速度云图(a) $1/2R$ 单孔(原工况);(b) $2/3R$ 单孔;(c) $1/2R$ 对称双孔

Fig. 8 Velocity cloud chart in cross section of three types tuyeres:(a) $1/2R$, single blowhole (original); (b) $2/3R$, single blowhole; and (c) $1/2R$ symmetric double blowhole

氩口两侧的包壁和包底处均存在“死区”(深黑色区域)和低流速区,但距中心 2/3R 处吹氩,“死区”和低流速区明显少于原吹氩口方案。在双孔吹氩方案中,钢包内“死区”区域明显减少,但在钢包中部和包壁处存在较大的低流速区,整个流场并不很活跃。

5 结论

(1)根据无量纲分析得出该类型 40 t 钢包中钢液流动特征方程

$$H_0 = 4.36 \cdot W^{0.44} \cdot (Fr' \times 10^4)^{0.27} \cdot \pi_H^{0.29} \cdot \pi_p^{0.06}$$

(2)通过实验结果可以得出:在流量 0.4 ~

4m³/h内,对于单孔,距钢包底部几何中心 2/3R 处吹气混匀时间最短;距钢包底部几何中心 1/2R 处(即原型透气砖位置)吹气混匀时间次之。

(3)增大气体流量有利于缩短混均时间,但气体流量增大到一定值时,混匀时间增加的趋势减缓。同时,增大气体流量可能会增大对钢包壁的冲刷,会降低钢包寿命。

(4)熔池深度对混匀时间的影响较为显著,熔池越深,混匀时间越长。

(5)数值模拟验证结果表明,距钢包底部几何中心 2/3R 处单孔吹氩,钢液“死区”区域小,流场活跃区大。

参考文献

[1] Patil S P, Satish D, Peranandhanathan M, et al. Mixing Models for Slag Covered, Argon Stirred Ladles[J]. ISIJ International, 2010, 50(8):1117-1124.

[2] Koji Abe and Manabu Iguchi. Mixing Time in Cylindrical Bath Agitated by Plunging Jet[J]. ISIJ International, 2002, 42(6):581-587.

[3] Nakanishi K, Fujii T, Szekely J. Quality and Yield Improvement Using Method of Blowing Argon Stirring[J]. Ironmaking & Steelmaking, 1995, 22(2):193-199.

[4] 兴超,姚娜,张利武. 泡沫渣抑制劑在 60 t 转炉炼钢生产中的应用[J]. 特殊钢, 2019, 40(2):46-48.

[5] 秦凤婷,刘宗辉. 110 t 转炉氧化钨直接还原合金化冶炼 B7 和 42CrMoA 钢的工业试验[J]. 特殊钢, 2019, 40(2):9-12.

[6] 陈玉辉,李京社,赵和平,等. 150 t 钢包底吹氩位置的优化研究[J]. 河南冶金, 2011, 19(5):5-7.

[7] 韩建军,李士琦,吴龙. 描述底吹氩钢包内钢液混合效果的特征数方程[J]. 重庆大学学报, 2012, 35(1):76-80.

[8] 李士琦,林纲,庞永刚,等. 150 t 桶型钢包吹氩制度的反应工程学[J]. 过程工程学报, 2008, 8(1):27-30.

[9] Chattopadhyay K, Sen Gupta A, Ajmani S K, et al. Optimization of Dual Purging Location for Better Mixing in Ladle: a Water Model Study[J]. Ironmaking & Steelmaking, 2009, 36(7):537-542.

[10] Wei J H, Ma J C, Fan Y Y, et al. Water Modeling Study of Fluid Flow and Mixing in an AOD Bath with Rotating Gas Jets[J]. Iron and Steelmaker, 2001, 28(4):59-67.

欧修龙(1980-),男,博士(2018年钢铁研究总院),讲师,2004年三峡大学(本科)毕业,金属材料研究。
E-mail: o2000126219@sina.cn

收稿日期:2020-04-20

下 期 要 目

低屈强比高强度海工钢研究进展	陈星宇等
303F 易切削不锈钢 Φ9.0 mm 盘条的工艺开发与生产实践	涂玉国等
汽车发动机气门挺柱用 16MnCr5 冷锻钢盘条的研发与生产	李永超等
高强韧 U20Mn2SiCrNiMo 贝氏体钢轨热处理工艺的优化	杨维宇等
120 t 转炉半钢炼钢去磷保碳的生产试验	陈均等
含 Ti 铝镇静超低碳钢连铸过程水口堵塞控制实践	杨克枝等
300 t 转炉 IF 钢低枪位低终点氧冶炼工艺实践	邱在军
焊后热处理对 07MnCrMoVR 钢热影响粗晶区 -20 ℃ 冲击韧性的影响	冯路路等
700MPa 级高强热轧双相钢 DP700 的开发	殷胜等