

669.184.244.66:669.184.235.4

ノズル径 18mm φ, 25.8mm φ, 30mm φ の順に吹錬圧力は低くなり、 U_0 は圧力とともに少となる。このように同一ジェット・スピードにおいても酸素ジェット濃度 u_{max}/U_0 はノズル径の太い程大となり、その結果吹錬時間を短縮し、脱炭速度を高めるものと思われる。なお脱炭反応に関して、(4) 式のごとき表示を用いれば脱炭に消費された酸素の効率を求める。

脱炭効率 η_c

$$\eta_c = \frac{\text{酸化炭素量 (kg/ch)} \times 0.933 (\text{Nm}^3/\text{kg})}{\text{送酸素量 (Nm}^3/\text{ch)} + \text{装入酸化物中酸素 (Nm}^3/\text{ch)}} \quad (4)$$

(4) 式で求めた脱炭効率と酸素ジェット濃度 u_{max}/U_0 の関係を Fig. 3 に示す。図中 25.8mm φ, ノズルで吹錬圧力 6kg/cm²G の場合は u_{max}/U_0 の変化につれてほぼ直線関係が得られ、 η_c は最高値となっている。一方 25.8mm φ ノズルで 3.5kg/cm²G の場合はほぼ

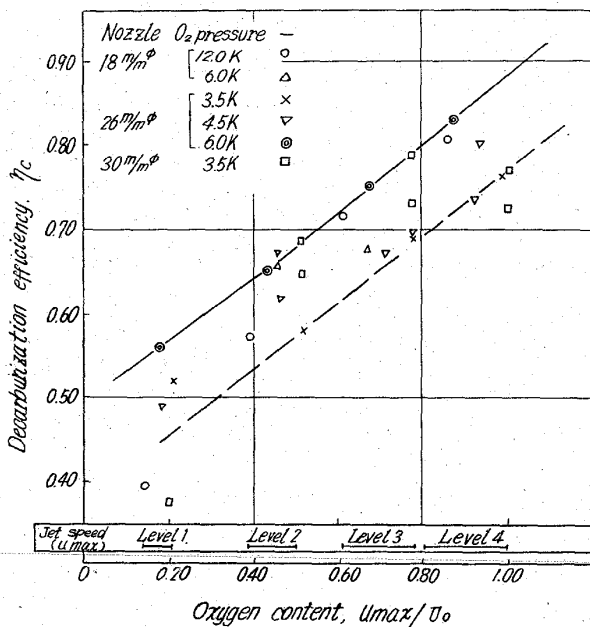


Fig. 3. Effect of oxygen content and velocity of jet on decarburization efficiency.

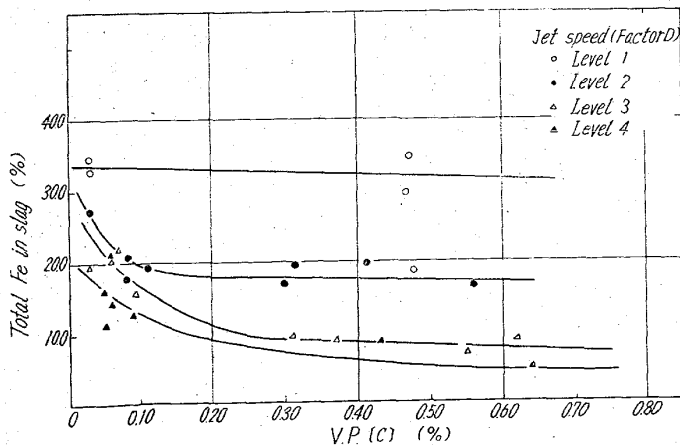


Fig. 4. Effect of end point [C%] and jet speed on total F_e in slag.

直線的であるが、 η_c は一般に低い。18mm φ, および 30mm φ ノズルにおいてはデータのばらつきが大きい。このような同一ノズル径による η_c の変動についてはいろいろ考えられる。たとえばノズルの設計条件からいえばこれらはショック・ウェイブ発生領域に属するものであり、ジェットの流れの乱れから η_c が少となったことも考えられる。この件については装入量、終点状況などの影響を無視できずさらに検討を要するであろう。

Table 3-a の第 2 グループは鉄の酸化につながる操業条件を挙げたが、ジェット・スピードの大巾な変化に対するデータの変動が大きいので、ジェット・スピードのみがクローズアップされ、その他の要因については (T. Fe%) に対する終点 [C%], スラグ中 (MgO%) に対するノズル径, 鉄損失および全出鋼歩留に対する終点温度の影響以外は明確ではない。これらのうちスラグ中 (T. Fe%) におよぼす終点 [C%] とジェット・スピードの影響を Fig. 4 に示す。分散分析による有意性が図上に明らかに示される。Table 3-a の第 3 グループのうちとくに終点 [P], [S] に対しては予想に反して今回採用した 6 要因はいずれも有意性を示さなかった。これらについてはスラグとの反応などを含めて検討中である。

4. 結 言

純酸素転炉における吹錬試験を実験計画にもとずき実施した結果次の結論を得た。すなわち吹錬用酸素ジェットは脱炭反応および鋼浴酸化状況に密接な関係がある。酸素ジェットの内容としては鋼浴面への吹きつけスピードまたは圧力 (u_{max} または動圧) のほかに、ジェットの酸素濃度も重要な要因であることが示された。

(53) 鋼浴の酸化反応機構について

(純酸素転炉における吹錬反応機構の解析—Ⅳ)

日本鋼管, 技術研究所 ○川上公成

On the Kinetics of the Oxidation-Reaction in Steel-Bath.

(On the kinetics of the blowing reactions in basic oxygen converter—Ⅳ)

Kiminari KAWAKAMI.

引続き前報のデータを用いて、鋼浴面におけるジェットの吹きつけ条件をいろいろに変化させた場合の鋼浴酸化反応機構の変化について調査した。

1. ファイヤー・ポイントにおける酸素の吸収

1.1 ファイヤー・ポイントの構造

ノズルから距離 X だけ離れた所のジェットの体積は、

$$Q_X/Q_0 = \int_0^X \bar{u} \cdot dA / (U_0 \cdot A_0) = 4C \cdot (X/D_0) \quad (1)$$

によつて求められる。上式によれば X が大になるほどジェット体積は増加する。ノズルから噴出する酸素の総量はあくまで一定であるため、このような体積膨張は運動量一定の法則に従い、流速の低下に見合う分だけ、炉内雰囲気中の CO ガスがジェット内部に拡散す

ることによつておこなわれることになる。

ノズルから噴出する酸素は断熱膨張の結果低い温度になつてゐるが、CO ガスは炉中において平均約 1,600°C と称される高温になつてゐる。このような高温 CO ガスが純酸素と接した場合一部では CO→CO₂ の燃焼がおこなわれる。ここで問題になるのは CO の酸素気流中における火焰伝搬速度は約 12 m/sec であり、拡散現象における渦流捲き込み運動を考慮してもたかだか数 10 m/sec にしかならないことである。一般に LD 転炉ではジェットスピードは 300~400 m/sec が主体であり、CO の捲き込み量も少なく、このような場合には CO が 1600°C という活性状態であることを考慮しても CO→CO₂ への燃焼は二次的に考えることができよう。流速が低下してくると(ソフトブローかジェット周辺部)複雑な反応にしたがつて CO 燃焼が起きる。その一部では、O₃+CO→CO₂+O₂^{*}, O₂^{*}→2O なる反応によつて化学発光を伴う活性化酸素が生成する。LD 転炉の炉内状況については不明であるが、予備試験炉の例ではジェット中に青白い焰が肉眼で鮮明に観察された。このようなジェット中の発光焰の原因が、上記ジェット周辺部の CO 燃焼によるか活性化酸素によるかは明らかでない。この活性化酸素を含めて、CO→CO₂ への燃焼が吹錬反応にどのような影響を与えるか、ことにソフトブロー範囲では問題であろう。

このようなジェットについてつきのごとくファイヤー・ポイントの形状を算出した。すなわちファイヤー・ポイントにおいて反応にあずかるジェットの直径は (1) 式の $dA=2\pi Y \cdot dY$ について Y を 0 から ∞ までではなく 0 からある限界点 Y_T までであるとする。反応にあずかる酸素の体積を Q_T 、流速 \bar{u} における酸素濃度を \bar{u}/U_0 とすれば Y_T は (1) 式よりつきのごとく求められる。

$$\frac{Q_T}{Q_0} = \frac{\int_0^{Y_T} \bar{u} \cdot dA \cdot \frac{\bar{u}}{U_0} \cdot \alpha}{U_0 \cdot A_0} = \frac{1}{U_0 \cdot A_0} \int_0^{Y_T} (\bar{u})^2 \cdot dA \cdot \alpha = \eta_T \dots (2)$$

すなわち、

$$\eta_T \times (CX)^2 / 2 = \int_0^{Y_T} \exp \times [- (Y_T / CX)^2] \cdot Y_T \cdot dY_T \dots (3)$$

η_T : 酸素の全酸化効率, α : 流速 \bar{u} における酸素の実効効率 (これは $\alpha \propto f(\bar{u})$ で示されよう)。

α の値については現在まったく未知のため、ここでは $\alpha=1$ として計算を進めた。(3) 式の積分について区分積法で Y_T を求めれば、

a) ファイヤー・ポイント直径 $2Y_T$

d) ファイヤー・ポイントに対するジェットの開き角度

$$\tan \theta = Y_T / X \dots (4)$$

c) 鋼浴の酸化反応にあずかるジェットの限界流速 $\bar{u}_T = u_{max} \cdot \exp[-Y_T^2 / (CX)^2] \dots (5)$

d) 鋼浴の凹み深さ

$$h_T = \sqrt{\gamma_{O_2} / (g \cdot \gamma_{Fe})} \cdot u_{max} \cdot \sqrt{2Y_T} \dots (6)^{2)}$$

γ_{O_2} , γ_{Fe} : 密度, g : 重力加速度

により a)~d) までの諸式によつてファイヤー・ポイ

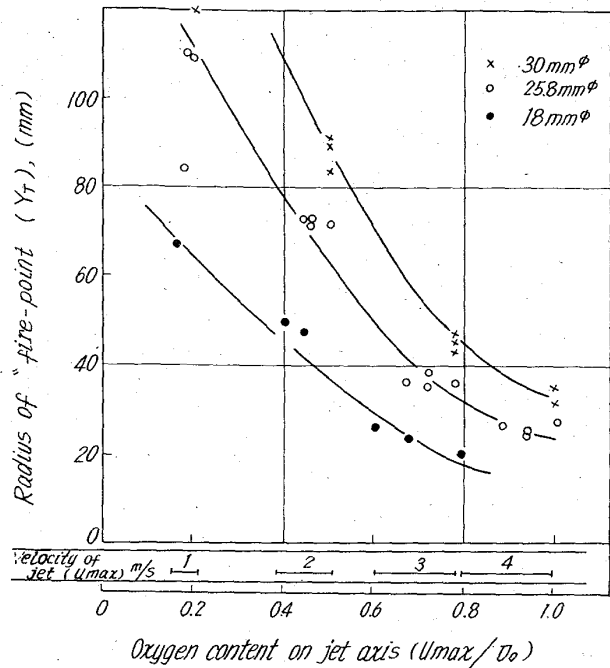


Fig. 1. Change in the radius of fire-point in relation with flow conditions of injection jet.

ントの物理的形状が求められる ((6) 式については論文未入手のため未検討)。これらのデータのうち吹きつけ条件による直径の変化を Fig. 1 に示す。

1.2 ファイヤー・ポイントにおける酸素の吸収

ファイヤー・ポイントにおける鋼浴への酸素の吸収状況について、Fick's law に従う拡散膜理論によつて試算をおこなつた。Fick's law より鋼浴の脱炭反応については、

$$-d[C]/dt = (3/4) \cdot (D/\delta) \cdot (F/V) \cdot (C_0^{SE} - C_0) \dots (7)$$

$d[C]/dt$: 脱炭速度 (%/sec), V : 鋼浴体積 (cm³), F : ファイヤー・ポイント凹み面積 (cm²), C_0^{SE} : スラッグ平衡酸素 (%), C_0 : 実測酸素 (%), $K=D/\delta$ (cm/sec)。

LD 転炉の炉内状況はここでは終点時のみについて得ているため (7) 式をそのまま終点分析値だけについて解くことは不合理ではあるが、ここでは終点分析値 (C_0) とチャージ平均値 (v , F など) を用いて解いた。 F の値は近似式として、

$$F = \pi \cdot Y_T \cdot \sqrt{Y_T^2 + h^2} \times 1.20 \dots (8)$$

により求めた。

(7) 式はこのままでは解くことはできない。それは LD 転炉に関する δ (あるいは K) の値と C_0^{SE} の値が未知数であることによるものである。このため試験転炉の $[C]$, $[O]$ の関係について $P_{CO}/a_C \cdot a_O$ における $P_{CO} \approx 1$ 附近のデータをピック・アップして K と C_0^{SE} との相互関係について検討した。 $P_{CO} \approx 1$ を選んだのは、LD 転炉は平炉とは異なり $P_{CO} \approx 1$ においても反応が進行するものであり、またこの点が LD 転炉の 1 つの特色であること

によるものである。前述の式より $P_{CO}=1$ のチャージについてつきのごとく試算される。

$$Y_T = 2.60 \text{ cm}, u_{\max} = 408.5 \text{ m/sec}$$

$$V = 13 \text{ t/ch}, v = 0.188\%/min$$

(終点近傍 0.094%/min)

$$C'_0 = 0.0447, \Delta[O\%] = -0.0030\%$$

については、

$$h_T = 4.55 \times 10^3 \times u_{\max} \times \sqrt{2Y_T} = 41 \text{ cm}$$

$$F = \pi \times \sqrt{Y_T^2 + h_T^2} \times 1.2 = 400 \text{ cm}^2$$

より

$$-d[C]/dt = 1.61 \times 10^{-3} \times K \times (C_0^{SE} - C_0) \dots (9)$$

(9) 式において $d[C]/dt$ の値はチャージ平均をとれば $3.14 \times 10^{-3} (\%/sec)$ であるが、終点近くでは脱炭をおくれることを考慮してたとえば前記の 1/2 とすれば、 $1.57 \times 10^{-3} (\%/sec)$ となる。

C_0^{SE} に関してはファイヤー・ポイントにおけるスラグとの平衡酸素を考えたが、ファイヤー・ポイントにおいて生成するスラグとしてはつきのような種類が考えられる；

- (1) 吹錬初期で C, Si などが酸素によつてほとんど直接酸化される場合のもの、
- (2) 造滓期における CaO, SiO₂ にやや富んだもの、
- (3) ハード・ブローとか吹錬末期のごとく鉄と酸素のみの平衡で、気相としてはショット中の酸素濃度に比例する分圧の酸素を考えるもの、

ここで LD 鋼の材質評価につながる終点近傍においては (3) に相当するスラグを想定することもできよう。すなわちここでは $a_{FeO}=1$ あるいは $a_{Fe} \cong 1$ であるということが出来る。なお本実験の範囲の O₂ 流速および P_{O₂} に関して、気相、液相のいずれが律則段階であるか求めたデータはなかつたが³⁾、ここでは反応の律則段階は液相側であると考えた。

鉄の酸化に関しては、

$$\log K_E = \log a_{FeO}/a_0 = 6,320T - 2.734 \dots (4-10)$$

により [O%] は温度のみの函数として表わされる。(4-9) 式と (4-10) 式を組み合わせれば LD 転炉の終点近傍におけるファイヤー・ポイントの温度が算出できる。ここで問題となるのは K 一値であり、ファイヤー・ポイント温度として 2 千数百 °C を想定しても K は 10 のオーダーとなり、これは過去のデータとは大巾に異なる。なお a_{FeO} が 1 より小となれば、他の条件一定とすれば、脱炭がおくれるか、ファイヤー・ポイント温度の上昇となる。

2. 鋼浴の酸化機構

終点時の [C], [O] について、 $P_{CO}=1$ に対する平衡値 (学振推奨値) と比較した場合の過剰酸素 $\Delta[O\%]$ を求めて、吹きつけ条件の変化に対する $\Delta[O\%]$ の変化を Fig. 2-a に示す。(7) 式に気相反応を含めれば、

$$\begin{aligned} [d[C]/dt] &= (3/4) \cdot K \cdot (F/V) (C_0^{SE} - C_0) \\ &= (3/4) \cdot K \cdot (F_g/V) (C'_0 - C_0^{CE}) \dots (11) \end{aligned}$$

Fg: 気相と溶鋼の界面の面積 (cm²)

が求まるが、(11) 式にこれまでの測定結果を適応すればつきのごとく導びかれる。すなわち “ジェット” の吹き

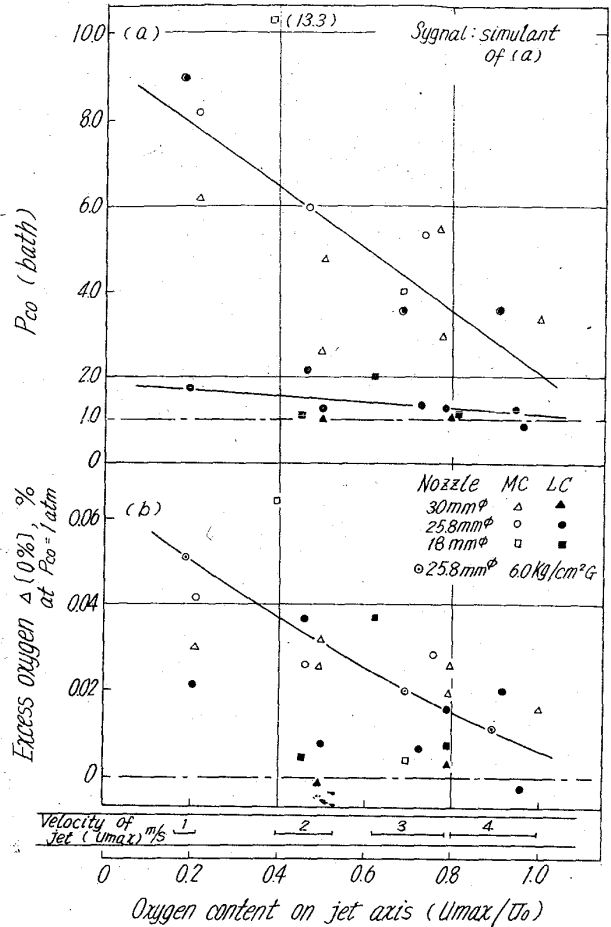


Fig. 2. Effects of blow condition of injection of jet on a) excess oxygen and b) P_{CO} (bath).

つけ流速 (u_{\max}) および、あるいは酸素濃度 (u_{\max}/U_0) を大とすれば、脱炭速度は大となるが一方 ($C'_0 - C_0^{CE}$ は小となる” という点である。LD 転炉 (終点時あるいはハードブロー時) $C_0^{SE} - C_0$ はファイヤー・ポイントにおける $a_{FeO}=1$ なるスラグに平衡する酸素との差であるため、極めて大きい値にすることが可能であり、引続いて恐らくは鋼浴の強力な攪拌運動によつて、 $C_0^{SE} - C_0$ の値を上廻つて $K \cdot Fg/V$ の値がさらに大となる能力を有していることが示される。LD 転炉の一つの大きな特徴は良好な攪拌が可能であるという点であつて、一例として (11) 式より求めた Fg/F に対する CO ボイリングの効果を Fig. 3 に示す。

このように LD 転炉の鋼浴酸化はすべてファイヤー・ポイントにおける酸素の吸収量と他からの排出量との差と考えることができる。ファイヤー・ポイントにおいて吸収した酸素は鋼浴の攪拌機構と一部自己拡散によつて炭素その他の鋼中不純物と結合し、ガスあるいはスラグの形で系外に排出される。この結合、排出は攪拌等が理想的におこなわれたときほどスムーズにおこなわれることはない。

この状態を簡潔に示すため、終点時の [C], [O] について $K = P_{CO}(\text{bath})/a_C \cdot a_O$ より $P_{CO}(\text{bath}) (P_{CO}$ in the bath) と表せば、Fig. 2-b に示すように、これは

669.184.244.66; 669.184.242

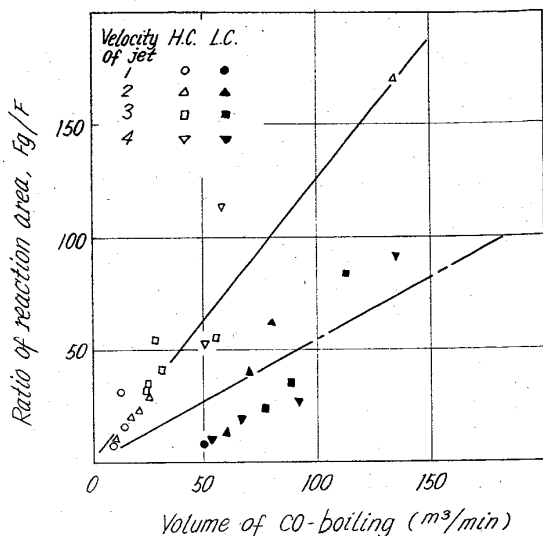


Fig. 3. Effect of the boiling reaction of CO on the ratio of reaction area Fg/F .

$$\left(\text{Volumes of CO (m}^3/\text{min)} = \frac{dc}{dt} (\%/ \text{min}) \right) \times \text{Total tonnage} \times 0.933 \times \frac{1}{P_{\text{Co}}(\text{bath})} \times \frac{1773}{273}$$

u_{max} および u_{max}/U_0 の値とともに一般に小さくなっていることが示される。 $P_{\text{Co}}(\text{bath})$ は $C_0 - C_0^{\text{CE}}$ の値の別表示であることから、その後の鋼質、脱酸状況の観点から一般には低いことの方が望ましい。そのためは、たとえば Fg/F を大にしてやることすなわち LD 転炉の良好な攪拌作用を極めて有効に利用できることが示される。

3. 結 言

LD 転炉の反応機構について、ファイヤー・ポイントを中心として検討した。ファイヤー・ポイント形状について直径、凹み深さ等を算出した。ファイヤー・ポイントにおける酸素の吸収について、ハード・ブローおよび吹錬終点近傍に対して $\alpha_{\text{FeO}}=1$ あるいは $\alpha_{\text{FeO}}=1$ を想定して拡散膜理論にしたがつて検討した。

鋼浴の酸化については、湯だまりの良好な攪拌により $P_{\text{Co}}(\text{bath})=1$ に近い良質鋼の吹錬が可能であることが求められた。

文 献

- 1) 岩崎: 爆発と燃焼, p. 30 [岩波]
- 2) L. M. EFIMOV: Trudy NTO chM, (1957), p. 18
- 3) 伊藤, 佐野: 49 (1963), p. 1652

(54) 単孔ノズルによる吹錬方法の変遷について

(LD 転炉におけるランスノズルの検討—I)

富士製鉄, 室蘭製鉄所

林 清造・小野修二郎・○桑原 達朗

Progress of Blowing Conditions at Single Lance Nozzle Operation.

(Study on lance nozzle at LD converter—I)

Dr. Seizō HOYASHI, Shyūjirō ONO and Tatsurō KUWABARA.

1. 緒 言

純酸素上吹転炉においては、ランスノズルの形状や酸素吹込速度・吹込圧力・ランス湯面距離等の吹錬条件が操業の良否を大きく左右することはよく知られているところであり、これら要因の転炉操業に及ぼす影響についての研究はすでに一部報告されている¹⁾²⁾。室蘭製鉄所転炉工場においては、36年7月試験転炉・模型実験・他工場の実例を参考として転炉操業のスタートを切つたが以来今日にいたるまで、ノズル形状・吹錬条件の最適化についての努力を続けてきた。操業条件もスタート直後の装入から重装入 135t 装入まで変化してきたが、それに伴ないノズル形状・吹錬条件にも変遷がみられた。特に多孔ノズルの採用により大巾な作業改善が得られているが、単孔ノズルの時期においても幾多の変遷を経て

Table 1. Progress of blowing conditions and nozzle lives.

Month	Lance height (mm)	Nozzle dia (φ)	O ₂ flow rate (m ³ /hr)	P. R. (%)	Yield of ingot (%)	Nozzle life	Ingot production (t/M)
1961	7	1,000	55	9,000~10,000	77.6	92.1	14,122.3
	8	1,400~1,600	55.60	11,000	74.4	91.2	36,633.4
	9	1,600~1,800	55.60	13,000	75.8	91.4	48,723.5
	10	1,500~2,200	55.60	15,000	77.2	91.8	65,582.4
	11	1,500~2,200	55.60	15,000	77.0	91.0	65,264.0
	12	2,300~2,500	55.60	15,000	79.1	91.2	78,142.5
1962	1	1,800~2,000	55.60	16,000	78.5	90.7	83,985.6
	2	1,200~1,800	55.60.65	15,000	80.8	91.5	77,142.0
	3	1,200~1,800	55.60.65	15,000	81.4	91.0	81,120.5
	4	1,200~1,600	65.70	14,000	80.1	91.6	84,482.6
	5	1,200~1,600	65.70	14,000	79.6	91.2	82,556.9
	6	1,200~1,600	65.70	14,000	80.5	91.6	36,770.8
	7	1,000~1,600	65	12,500~15,000	77.6	91.5	80,581.0
	8	1,200~1,600	60.65	13,000~15,000	78.3	91.0	79,803.6
	9	1,300~1,500	65	13,000~15,000	78.9	90.6	87,461.0
	10	1,300~1,500	65	12,000~15,000	81.6	90.8	85,587.7
	11	1,300~1,400	65.75	12,000~14,000	82.8	91.0	80,743.9
	12	1,300~1,400	65	12,000~15,000	77.5	90.5	85,614.4