真空油焼入れの冷却途中で起こる鋼への浸炭現象に 対する臨界焼入温度の推定式

石 神 逸 男* 綱 沢 栄 二* 山 中 久 彦*

J. Japan Inst. Metals, Vol. 47, No. 4 (1983), pp. 314-321

Formulas of Estimation of the Critical Quenching Temperature for the Carburization
Occurring in Steels during Vacuum Oil-Quenching

Itsuo Ishigami*, Eiji Tsunasawa* and Kyuhiko Yamanaka*

An equation describing the dependence of the critical quenching temperature upon size and shape of a specimen is developed as follows:

$(T_{cf} + T_{qe1} - T_b - T_1) (T_{cf} - T_{qe1}) (V_i/S_i)^{n'} = (T_{cf} + T_{qe2} - T_b - T_1) (T_{cf} - T_{qe2}) (V_j/S_j)^{n'}$,
where T_{cf} is the finishing temperature of carburizing, T_{qe} the critical quenching temperature, T_b and T_1 the boiling temperature and the temperature of oil, respectively, V and S the volume and the surface area of a specimen, respectively and n' the size factor. The suffix i is used to indicate a notation for a reference specimen i and the suffix j for other specimens. Iron specimens were quenched in eleven kinds of oils. T_{qe} was measured, and T_{cf} was calculated by means of the analytical method which had been previously developed. n' was calculated to be 0.287 as a mean value. A regression analysis is carried out for the results and gives the following equations to a 17 mm × 25 mm × 1.75 mm iron plate used as a reference specimen i ($V_i/S_i = 0.875$ mm):

$T_{qe1} = 1377.5 + 10.81 X + 0.286 T_2$ and $T_{cf} = 685.7 + 0.525 T_2$,
where T_2 (K) is the characteristic temperature measured at the surface of a silver specimen ($\phi 10$ mm × 30 mm), X (μ m) the case depth of the iron plate quenched from 1473 K. T_{qe} estimated with this method agrees well with T_{qe} measured for S15C and SUS 304.

(Received July 23, 1982)

Keywords: vacuum oil-quenching, carburization, critical quenching temperature, iron, size factor, first stage of cooling, quenching oil

I. 緒 言

著者らは、鋼の真空油焼入れにおいて、条件によってはその冷却途中で浸炭現象が起こることを見出だすとともに、浸炭の原因⁽¹⁾および浸炭に基因した鋼表層の変質^{(2)~(4)}や鋼表面の光輝性の劣化など⁽⁴⁾について検討を加えてきた。この現象の有無は、一つには焼入温度に支配されており、ある温度(臨界焼入温度と呼んだ⁽⁵⁾)以下からの焼入れでは現れることはない⁽¹⁾⁽⁴⁾。この性質を利用し、浸炭の防止方法として、まず焼入温度から臨界焼入温度までガス冷却し、その後ただちに油焼入れに切り換える方法(二段冷却法と呼んだ)を考案するとともに、その有効性を明らかにした⁽⁴⁾。しかしながら臨界焼入温度は焼入油の種類や鋼の寸法、形状に応じていろいろ異なった値を示す⁽¹⁾⁽⁴⁾。それゆえ二段冷却法の実用化をはかるためには、任意の焼入条件における臨界焼入温度の値を予知する方法が是非とも必要となってくる。前報⁽⁵⁾では、その足掛かりとして、冷却途中にある鋼への浸炭現象を表す拡散方程式などを導くと

ともに、その方程式によって浸炭現象の焼入温度依存性が良好な定量精度をもって説明できることを確かめた。

本報では、この解析法に寸法因子⁽⁶⁾の原理を導入することにより、任意の焼入条件下での臨界焼入温度を算出する方法を提示した。ただしこの方法では、多くの実験と前報⁽⁵⁾に引き続く一連の複雑な解析とを必要とするため、実用性に欠ける面がある。そこで、この欠点を補完するために、代表的な性状を持つ焼入油について実験と解析を行い、得られた結果に対して回帰分析を適用することによって、臨界焼入温度をはじめとする浸炭現象に関する諸特性の定式化をはかった。そのうえで臨界焼入温度の簡易な推定方法を示すとともに、その妥当性を立証した。

II. 基 礎 式

焼入冷却途中での浸炭現象を解析するために前報⁽⁵⁾で導いた諸方程式は以下に示す式(1)~(3)に集約できる。

まず拡散方程式は、鋼中の炭素拡散を律速段階として、

* 大阪府立工業技術研究所 (Osaka Prefectural Industrial Research Institute, Osaka)

$$(C - C_0) / (C_s - C_0)$$

$$= 1 - \operatorname{erf} \left(x / 2 \sqrt{\int_{T_{cs}}^{T_{cf}} D(T) \frac{df^{-1}(T)}{dT} dT} \right) \quad (1)$$

で与えられる。ここで C は表面からの距離 x での炭素濃度、 C_0 は初期炭素濃度、 C_s は表面炭素濃度、 T_{cs} と T_{cf} は浸炭開始温度と浸炭終了温度、 $D(T)$ は温度 T のみの関数としての炭素の拡散係数、 $t = f^{-1}(T)$ は T が時間 t の関数として表された蒸気膜段階の冷却曲線 $T = f(t)$ の逆関数である。なお本論文で用いた記号の意味は最後に一括して掲げた。

次に $T = f(t)$ は、解析に必要な温度域で銀試片⁽⁷⁾に対してニュートンの冷却則を仮定して算出した冷却曲線群のうち、銀試片で実測した 1073 K から特性温度までの冷却時間と同一温度区間で冷却時間が一致する曲線を $T = f^*(t)$ とするとき、次式によって得られる。

$$T = f(t) = f^*[\rho^* c^* \{ (V/S)^* / (V/S) \}^n t / \rho c] \quad (2)$$

ただし上付き添字 $*$ を付した記号は銀試片、付さない記号は焼入試片に関することを示し、 ρ は密度、 c は比熱、 n は寸法因子⁽⁶⁾である。また (V/S) は無限体における体積 V と表面積 S の比を表すもので、例えば板では板厚の $1/2$ 、円柱では直径の $1/4$ に等しい量である。

さらに、油温 T_1 の焼入油に試片を焼入温度 T_q から投入したときに、冷却の第 I 段階で試片の単位表面積を通して油中へ流出する熱量 H は、この段階での試片表面の冷却曲線を $T = kt + T_q$ で直線近似するとき、次式で与えられる。

$$H = (T_{cs} + T_q - T_b - T_1) (T_{cs} - T_q) (\alpha / 2k) \quad (3)$$

ここで T_b は焼入油の沸点、 α は平均熱伝達率である。なお式 (1)～(3) を用いて解析を行うのに必要な諸量の値ならびにそれらの求め方についてはすでに前報⁽⁵⁾で詳述した。

さて以下では浸炭現象の試片寸法、形状への依存性を解析するための式を導くことにする。いま寸法、形状の異なる二つの試片を考え、それぞれに対する諸量を添字 i, j で区別すると、式 (3) より H_i, H_j は

$$H_i = (T_{cs_i} + T_{q_i} - T_b - T_1) (T_{cs_i} - T_{q_i}) (\alpha_i / 2k_i) \quad (4)$$

$$H_j = (T_{cs_j} + T_{q_j} - T_b - T_1) (T_{cs_j} - T_{q_j}) (\alpha_j / 2k_j) \quad (5)$$

と表せる。ここで α は V/S にはそれほど影響されない⁽⁸⁾ことから、 $\alpha_i = \alpha_j$ とおける。一方、式 (2) では試片の寸法、形状と材質の変化を同時に考慮した寸法因子 n を考えたが、とくに試片寸法、形状のみ、すなわち V/S のみの変化に対応した寸法因子 n' を考えると、次の関係式が成立する[†]。

$$k_j = k_i \{ (V_i / S_i) / (V_j / S_j) \}^{n'} \quad (6)$$

さらに、 H の大部分は蒸気膜形成に消費された試片単位表面積あたりの熱量を表すはずであるから $H_i = H_j$ と考えて

よく、したがって式 (4)～(6) から次の等式が得られる。

$$\begin{aligned} & (T_{cs_i} + T_{q_i} - T_b - T_1) (T_{cs_i} - T_{q_i}) (V_i / S_i)^{n'} \\ & = (T_{cs_j} + T_{q_j} - T_b - T_1) (T_{cs_j} - T_{q_j}) (V_j / S_j)^{n'} \end{aligned} \quad (7)$$

一方、臨界焼入温度 T_{qc} から焼入れしたときの浸炭の開始温度 T_{cs} は終了温度 T_{cf} と一致し⁽⁵⁾、また浸炭は蒸気膜段階のみで行われた⁽¹⁾ことから、 T_{cf} は蒸気膜の崩壊する温度、すなわち特性温度と本来同一のものである。したがって、特性温度が V/S には関係しない焼入油に固有な値である⁽⁹⁾ことを考慮すると、式 (7) はとくに T_{qc} に関する式として次のように書き換えられる。

$$\begin{aligned} & (T_{cf} + T_{qc_i} - T_b - T_1) (T_{cf} - T_{qc_i}) (V_i / S_i)^{n'} \\ & = (T_{cf} + T_{qc_j} - T_b - T_1) (T_{cf} - T_{qc_j}) (V_j / S_j)^{n'} \end{aligned} \quad (8)$$

III. 実験方法および解析方法

焼入試片には C: 0.007, Si: 0.00, Mn: 0.17, S: 0.009, P: 0.008 mass% の純鉄 (以下、鉄試片と呼ぶ) を用いた。試片形状は 17 mm × 25 mm × 1.75 mm の平板、および $\phi 7$ mm × 25 mm, $\phi 10$ mm × 30 mm の円柱とし、表面をバフ研磨した。Table 1 と 2 にそれぞれ用いた焼入油の物性値と銀試片 ($\phi 10$ mm × 30 mm) で測定した冷却特性値とを示す。A～C は真空熱処理用焼入油、D～G は鉱油、H～K は通常の焼入油である。これらの焼入油に各温度から鉄試片を真空焼入れした後、試片断面を研磨、腐食することによって浸炭層を現出し、浸炭深さを測定した。その他の実験方法の詳細は既報⁽¹⁾と全く同様である。臨界焼入温度 T_{qc} は、焼入温度 T_q に対して浸炭深さ X をプロットしたときに、 X が 0 となる T_q で与えられる。その結果を Table 3 に一括した。同表には 17 mm × 25 mm × 1.75 mm の試片について、 $T_q = 1473$ K のときの X も示した。

一方、実験で求めた T_q - X 曲線に前報⁽⁵⁾の解析を適用することにより、浸炭開始温度 T_{cs} 、浸炭終了温度 T_{cf} 、銀試片の冷却曲線を鉄試片の冷却曲線に変換するときの寸法因子 n が算出できる。ただし、 n は V/S 、 T_{cs} は V/S と T_q に応じて異なった値をとる⁽⁵⁾。ここでは 17 mm × 25 mm × 1.75 mm の試片について、とくに T_{cs} は $T_q = 1473$ K のときの値を求め、Table 3 に掲げた。なお T_{cf} は、前述したように、特性温度と同一のものであるから、 V/S と T_q のどちらにも関係しない焼入油に固有な値と考えてよい。

さて、以上のデータが整ったところで、式 (8) の寸法因子 n' を求める手順を以下に述べる。その際、焼入油の沸点 T_b は銀試片での対流段階開始温度 (Table 2 参照) で代用し、焼入油は室温で用いたので、油温 T_1 は 293 K とする。いま式 (8) において 17 mm × 25 mm × 1.75 mm ($V/S = 0.875$ mm) の試片を i 試片、 $\phi 7$ mm × 25 mm ($V/S = 1.75$ mm) の試片を j 試片と考え、Table 2, 3 のデータを投入すると、式 (8) を満足する n' が決まる。同様にして $\phi 10$ mm × 30 mm ($V/S = 2.5$ mm) の試片を j 試片としたときの n' も求める。Table 3 の最下列にこのようにして求めた n' の平均値を示す。ただし A 油と B 油については、

† この式を試片最表面、冷却初期に適用するのは無理があると思われるが、工業的推定を行うために用いる。

Table 1 Properties of oils used.

Quenching oil*		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
Specific gravity at 288 K		0.8817	0.8822	0.8732	0.8593	0.8782	0.8752	0.8922	0.8775	0.8586	0.8636	0.8935
Flash point (K)		493	457	453	463	455	521	535	449	451	471	569
Fire point (K)		523	473	475	489	477	565	581	459	471	501	607
Viscosity (10 ⁻⁶ m ² .s ⁻¹)	313 K	46.62	20.96	18.60	20.85	21.35	92.31	287.64	20.30	18.44	25.63	398.40
	373 K	7.05	4.14	3.95	3.65	3.33	11.02	24.54	4.42	3.90	4.89	28.11
Viscosity index		108.2	95.9	110.1	15.3	113.3	103.9	136.2	134.2	106.2	116.5	97.0
Acid value (KOH mg/g)		0.00	0.427	0.365	0.00	0.00	0.00	0.00	1.174	0.00	0.00	0.00

* A~C are vacuum quenching oils, D~G are mineral oils, H~K are ordinary quenching oils.

Table 2 Characteristics of oils (T_1 , 293 K) measured using the silver specimen ($\phi 10 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$).

Quenching oil	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
T_2 , characteristic temp. (K)	833	867	885	756	759	850	936	863	842	774	929
Δt_f , duration of vapor film (s)	3.79	2.68	2.69	5.57	5.36	3.43	2.16	2.82	3.31	5.07	1.83
k_{Ag} , mean cooling rate* (K/s)	63.3	76.9	69.9	56.9	58.6	65.0	63.4	74.5	69.8	59.0	78.7
α_r , heat transfer coef- ficient*(kW/m ² ·K)	1.887	1.761	1.549	1.979	1.791	2.640	1.791	1.481	1.791	1.648	2.874
T_b , starting temp. of convection stage**(K)	703	656	646	673	658	756	760	595	676	645	780
H-Value (cm ⁻¹)	0.103	0.158	0.148	0.104	0.107	0.087	0.098	0.175	0.132	0.119	0.082
Cooling time from 1073 K to 673 K (s)	4.65	3.13	3.29	5.93	5.66	6.17	4.52	3.01	3.97	5.41	5.65

* at the vapor film stage ** used as the boiling point.

Table 3 Experimental and analytical results*.

Quenching oil		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
T_{qe} , critical quenching temp. (K)	17 mm $\times$ 25 mm $\times$ 1.75 mm (V/S, 0.875 mm)	1368	1328	1279	1305	1339	1295	1278	1298	1315	1319	1303
	ϕ 7 mm $\times$ 25 mm (V/S, 1.75 mm)	1316	1305	1261	1279	1305	1268	1260	1267	1285	1280	1271
	ϕ 10 mm $\times$ 30 mm (V/S, 2.5 mm)	1308	1293	1250	1271	1290	1261	1251	1255	1270	1268	1263
$T_q = 1473$ K	X , case depth (μ m)	24.5	29.2	32.6	25.4	24.1	30.9	34.1	29.2	26.8	25.6	30.0
	T_{cs} , starting temp. (K)	1265	1324	1382	1302	1257	1343	1397	1329	1334	1287	1362
T_{cf} , finishing temp. (K)		1126	1148	1163	1088	1077	1128	1180	1118	1143	1088	1163
n , size factor		-0.080	-0.107	0.674	0.205	-0.050	0.085	0.755	0.378	0.300	0.215	0.312
n' , size factor		0.351	0.244	0.277	0.195	0.232	0.262	0.319	0.295	0.312	0.289	0.378

* X , T_{cs} , and T_{ef} are the data for a 17 mm $\times$ 25 mm $\times$ 1.75 mm iron sheet.

後に示す $V/S-X$ 曲線より ($V_j/S_j(\text{mm})$, $T_{qe_j}(\text{K})$) のデータとしてそれぞれ (0.25, 1473), (0.08, 1473) が得られるので, それらから求めた n' をも含む平均値として与えてある。

ところで, 前報⁽⁵⁾でも指摘したように, n' は前述の n とは違って, V/S や T_q には関係しない定数となるべきものである。したがって, ひとたび n' が決定されると, 式 (8) から逆に任意の V/S を持つ試片に対する T_{qe} を求めることができる。すなわち, 式 (8) において $17\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.75\text{ mm}$ の試片を i 試片とし, Table 2, 3 のデータを投入すると, 式 (8) は V_j/S_j と T_{qe_j} の関係を与える式となる。

IV. 浸炭現象に関する諸特性値の推定式

前報⁽⁵⁾から本報の前節までに示した一連の解析法によって, 任意の焼入条件における臨界焼入温度を予知する方法は一応確立できた。しかしながらこの方法では, 実験によって T_{qe} と T_b , 解析によって T_{ef} と n' を決定する必要があり, かなり複雑である。ただこの方法を総括的に示すところの式 (8) において, n' に本実験で用いた全焼入油での平均値 ($=0.287$) を用いることにすると, T_b は銀試片法 (JIS K2242)⁽⁷⁾ によって容易に測定できるから, 結局, 問題点はある V/S を持つ試片における T_{qe} と T_{ef} を知ることに帰結できる。

そこで, 以下では Table 2, 3 に示した実験および解析の諸結果を回帰分析することにより, T_{ef} , T_{cs} ならびに T_{qe} に対する回帰式を導くことにする。

1. 浸炭終了温度 T_{ef}

前述したように, T_{ef} は特性温度と同じ温度を表している。したがって, 同一の焼入油において, 純鉄の T_{ef} と銀試片の特性温度 T_2 との間に何らかの関連性があることは当然予想される。 T_{ef} と T_2 の関係を検討したところ, Fig. 1 に示すように, T_{ef} は T_2 の増加とともに直線的に増加する傾向が見出された。予測模型として T_2 をパラ

Fig. 1 Relationship between the finishing temperature of carburizing (T_{ef}) and the characteristic temperature measured with a silver specimen (T_2).

メータとする 1 次式を設定し, 回帰分析を行った結果, 次式が得られた。

$$\hat{T}_{ef} = 685.7 + 0.525 T_2 \quad (9)$$

$$(F \text{ 値: } 85.2, s: 10.6, R^2: 90.5\%)$$

ここで $\hat{T}_{ef}$ は T_{ef} の推定値であり, T_{ef} と T_2 の単位は絶対温度 (K) である。なお導出した回帰式の有意性を分散分析で調べ, それを F 値で示した。また s は推定値の標準誤差, R^2 は決定係数⁽¹⁰⁾である。 R^2 は推定回帰式の精密度, すなわち全変動に対する説明された変動の割合を示す⁽¹¹⁾。

2. 浸炭開始温度 T_{cs}

まず予測模型をどのように設定すべきかを考えてみる。

いま浸炭現象を単純化するため, 鉄試片と銀試片の蒸気膜段階での冷却速度を一定と考え, k_{Fe} , k_{Ag} で表すと, 式 (1) の $df^{-1}(T)/dT$ すなわち $-1/k_{Fe}$ は, 冷却母曲線の原理⁽⁶⁾により $-0.35^n/k_{Ag}$ と書き換えられる。したがって, a を定数とすると, 次の形の関係式が得られる。

$$\int_{T_{ef}}^{T_{cs}} D(T) dT = X^2 k_{Ag} / a \quad (10)$$

一方, $D(T)$ として前報⁽⁵⁾と同じデータ ($D_0 = 0.14 \text{ cm}^2/\text{s}$, $Q = 133.05 \text{ kJ/mol}$)⁽¹²⁾ を採用し, T_{ef} を Table 3 の焼入油 A~K での平均値 1128 K とするとき, 次の近似関係が成立する。

$$\int_{1128}^{T_{cs}} D(T) dT \approx 0.0393 (T_{cs} - 1128)^{2.288} \quad (11)$$

$$(F \text{ 値: } 12249.0, s: 188.1, R^2: 99.8\%)$$

式 (10) と式 (11) を照合すると, T_{cs} に関係するパラメータとしては X と k_{Ag} を取り上げることができる。そこで $17 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 1.75 \text{ mm}$ の純鉄を 1473 K から焼入れしたときの浸炭深さ X を使ってそれらの関係を図示したのが Fig. 2 であり, それは次式によって近似できる。

$$\hat{T}_{cs} = 1012.6 + 2.677 (X^2 k_{Ag})^{0.437} \quad (12)$$

$$(F \text{ 値: } 45.3, s: 18.4, R^2: 83.4\%)$$

Fig. 2 Variation in the starting temperature of carburizing (T_{cs}) with the case depth (X) and the mean cooling rate of a silver specimen, $\phi 10 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$, at vapor film stage (k_{Ag}). Iron rectangular sheets, $17 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 1.75 \text{ mm}$, were quenched from 1473 K.

Fig.3 Relationship between the starting temperature of carburizing (T_{cs}) and the case depth (X). Iron rectangular sheets, 17 mm $\times$ 25 mm $\times$ 1.75 mm, were quenched from 1473 K.

$\hat{T}_{cs}$, X , k_{Ag} の単位はそれぞれ K, μm , K/s である.

これに対して, 単に X だけとの間にも明らかな相関性が認められ (Fig.3), それは次の回帰式によって示される.

$$\hat{T}_{cs} = 697.1 + 31.51X - 0.326X^2 \quad (13)$$

(F 値: 38.4, s : 13.9, R^2 : 90.6%)

3. 臨界焼入温度 T_{qc}

まず冷却の第 I 段階での試片表面の温度降下 ($T_q - T_{cs}$) を ΔT と表す. ただし, 式 (7) からわかるように, ΔT は T_q に応じて変動するので, T_q を添字として付すことによりその内容を特定する. このとき次の 2 式を考える.

$$\Delta T_{1473} = 1473 - T_{cs}, \quad \Delta T_{T_{qc}} = T_{qc} - T_{cf} \quad (14)$$

いま焼入油 A~K に 17 mm $\times$ 25 mm $\times$ 1.75 mm の純鉄を焼入れしたときの T_{qc} , T_{cs} , T_{cf} の各データから ΔT_{1473} と $\Delta T_{T_{qc}}$ を求め (Table 3 参照), それらについて回帰分析を行ってみると次の近似関係が得られる.

$$\Delta T_{T_{qc}} = 13.1 + 1.148 \Delta T_{1473} \quad (15)$$

(F 値: 1074.0, s : 4.7, R^2 : 99.2%)

ここで式 (9), (13), (14), (15) を照合すると, T_{qc} に関係するパラメータとしては X と T_2 が挙げられる. 予測模型として X と T_2 の 2 元 1 次式を設定し, 回帰分析を行ったところ次の推定式が得られた.

$$\hat{T}_{qc} = 1377.5 - 10.81X + 0.286T_2 \quad (16)$$

Table 4 Comparison between the critical quenching temperature (T_{qc}) measured and estimated with various methods.

Quenching oil		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K
Measured		1368	1328	1279	1305	1339	1295	1278	1298	1315	1319	1303
Estimated	with eq. (16)	1350	1309	1278	1319	1334	1286	1276	1308	1328	1322	1318
	with eq. (9), (12) and (17)	1351	1292	1279	1325	1334	1296	1305	1295	1321	1325	1309
	with eq. (9), (13) and (17)	1356	1311	1272	1315	1332	1283	1274	1308	1332	1319	1329

Fig.4 Variation in the critical quenching temperature (T_{qc}) with the characteristic temperature measured using a silver specimen (T_2) and the case depth (X). Iron rectangular sheets, 17 mm $\times$ 25 mm $\times$ 1.75 mm, were quenched from 1473 K.

(F 値: 15.0, s : 12.2, R^2 : 79.0%)

Fig.4 に式 (16) の回帰平面を実測値と比較して示す.

ところで T_{qc} は浸炭が起こるか否かの臨界の焼入温度を示すものであり, 当然その推定は極めて高い精度で行わなければならない. ところが式 (16) の推定精度は, s , R^2 の値から判断するにすぎず, 必ずしも十分とはいえない. ただし実用的見地からすると, 精度が高いこともさることながら, その推定値が実測値を上回らないことの方がより重要である. この要求を満たす手法の一つとして, ある真の値に対して異なる複数の方法で推定された値群の中から最小の値を採用する方式が考えられる. そこで, まず式 (16) 以外の T_{qc} の推定方法を考えてみる. 一定の V/S を持つ試片に対して次の関係式が成り立つことはすでに示していた⁽⁵⁾.

$$\frac{(T_{cf} + T_{qc} - T_b - T_1)(T_{cf} - T_{qc})}{(T_{cs} + T_q - T_b - T_1)(T_{cs} - T_q)} \quad (17)$$

いま T_{cf} は式 (9), T_{cs} は式 (12) あるいは式 (13) によって推定できるから, それらを式 (17) に代入すると, T_{qc} に対する新たな推定値が求まる. Table 4 に式 (16) のみ, 式 (9) と (12) と (17) の組み合わせ, 式 (9) と (13) と (17) の組み合わせの 3 通りの方法で推定した $\hat{T}_{qc}$ を実測値と比較

して示す。最小の推定値を採用することにより推定値が実測値を上回る危険性はかなり少なくなっている。

V. 任意の焼入条件における臨界焼入温度の推定

前節の推定式はいずれも $17\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.75\text{ mm}$ の純鉄に対する式である。いまその試片を式(8)における i 試片とすれば、 $V_i/S_i=0.875\text{ mm}$ であり、 T_{qe_i} は Table 4 の最小値、 T_{ef} は式(9)による推定値として与えられる。また T_b は銀試片によって測定でき、 n' を本実験での全焼入油での平均値 0.287 (Table 3 参照) を用いることにすると、他の寸法、形状の i 試片に対する T_{qe_j} が容易に算出できる。Fig.5 に A 油と B 油について、このような方法 (簡易法と呼ぶ) で求めた T_{qe} - V/S 曲線を実線で示す。同図には、比較のために、それぞれの油における $17\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.75\text{ mm}$ の試片についての T_{qe} の実測値と解析値 T_{ef} , n' を用いて算出した曲線を破線で示した (この方法を便宜上、厳密法と呼ぶ)。両者の間に細部の不一致はあるものの、実験の性質からいって、全体的に見た一致度は比較的良好なものと考えられる。

Fig.5 Relationship between the critical quenching temperature (T_{qc}) and the volume/surface area of iron specimens (V/S).

ところで、ここになお大きな問題が一つ残されている。それは、上述の簡易法に用いる推定回帰式は純鉄に対して導かれたものであって、実際に焼入れされる鋼種に対して導かれたものではないということである。しかしながら、Fig.5 の厳密法で求めた曲線には、それも純鉄に対しての曲線であるにもかかわらず、著者らがこれまでに測定した S15C⁽⁴⁾ と SUS304⁽⁴⁾ の A 油での T_{qe} が良く載る。したがって、簡易法の場合も少なくともそれらの鋼に対してはかなりの適用性を有していると考えられる。他種鋼への適用性については次節で考察することにする。

さて、ある寸法、形状の鋼を油焼入れする場合、その焼入温度が図中の位置 1 のように T_{qe} - V/S 曲線より上側にあるときには、そのまま焼入れしたのでは浸炭が起こってしまう。その場合は、まず曲線の下側の温度 (例えば、図中の 1') までガス冷却し、そこで油焼入れに切り換える方

法、すなわち二段冷却法⁽⁴⁾を利用すれば浸炭を阻止できる。逆に焼入温度が曲線の下側 (図中 2) にあるときには、直接油焼入れしても浸炭は起こらない。

VI. 考 察

1. 寸法因子 n' の値の妥当性

本報で求められた n' 値は $0.195 \sim 0.378$ である (Table 3 参照)。これらは Tamura と Tagaya⁽⁶⁾ が銀試片について求めた値 1.14 に比べてかなり小さい。ただし彼らの場合でも、鋼 (SUJ2, SK6) の表面部の冷却曲線は円柱試片の直径が変化しても実験誤差内ではほとんど一定の曲線を示すこと⁽⁶⁾、すなわち n' が 0 に近いことを指摘している。一方、Wever と Rose⁽¹³⁾ は直径の異なるクロム鋼 (34Cr4) を水焼入れしたときの $1073 \sim 773\text{ K}$ の冷却時間を直径上の種々な位置で測定しているが、それらの外挿で求めた表面での冷却時間から n' を算出すると約 0.17 となる[†]。それゆえ、本報での n' 値が純鉄に対して得られたことを考慮すると、ほぼ妥当な値であると判断できる。

以上の考察とは別に、 n' 値の妥当性はその値を用いたときに、浸炭現象の試片寸法への依存性がどの程度の定量精度で説明できるかによっても確かめられる。以下では焼入温度 T_q を一定としたときの浸炭深さ X と試片の V/S との関係について解析を行い、実験結果と比較してみる。すなわち、式(7)において i 試片を $17\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.75\text{ mm}$ の試片とすると、 V_i/S_i , T_{es_i} , n' は Table 3, T_b , T_1 は Table 2 から与えられる。このとき、 $T_q (=T_{q_i}=T_{q_j})$ にある温度 (ここでは 1473 K) を指定すると、任意の V_j/S_j に対応した T_{es_j} が求まる。一方、式(2)より $T=f_1(t)$ がわかるから⁽⁵⁾、 n' が蒸気膜段階にも適用できるとすれば、次式より $T=f_j(t)$ が決定される。

Fig.6 Comparison of theoretical case depth with measured case depth. Iron specimens of various sizes and shapes were quenched from 1473 K in oil A and oil B.

[†] 実際には、 $0 \sim 0.5$ の範囲内であれば、そこからの値を任意に選んで表面部の冷却時間を逆算しても、外挿曲線の形状は極端には不自然なものとはならない。

$$T=f_j(t)=f_i\{(V_iS_j/V_jS_i)^{n'}t\} \quad (18)$$

したがって式(1)から X と V/S の関係が算出できる。

Fig. 6 に A 油と B 油について、 $T_q=1473\text{ K}$ のときの計算結果を実験結果と比較して示す。全体的に見て、両者はかなり良く一致している。また実験値において、 V/S の増大に伴い A 油と B 油での X の大小関係が逆転しているが、それは計算結果にも現れている。これらのことから、本報で求められた n' 値は確度の高い値であると考えられる。

2. 他種鋼の臨界焼入温度に対する本推定法の適用性

前述の厳密法、すなわちある特定の試片 i についての実測値 T_{qe_i} と解析値 T_{ef} 、 n' を式(8)に代入して他の試片 j の T_{qe_j} を求める方法は、原理的には純鉄以外の各種鋼にも適用できるはずであるが、実際には大きな制約を受ける。それは、実際の焼入鋼では T_{ef} 、 n' を求めるための解析に必要な物性値、例えば炭素の拡散係数などがほとんど不明であること、またある程度の炭素を含有した鋼では浸炭の有無を識別しにくく、 T_{qe_i} 、 T_{ef} および n' の決定に正確を期しがたいなどのためである。ただし厳密法で計算した純鉄の T_{qe} は S15C と SUS304 での実測値と良く一致していることから (Fig. 5 参照)、少なくともそれらの鋼に対しては純鉄の T_{qe} で代用してもよいと考えられる。したがって、簡易法は純鉄を対象として導かれた方法ではあるけれども、S15C や SUS304 などの T_{qe} を推定するのはかなり有効であると言える。

ところで、式(14)より $T_{qe}=\Delta T_{T_{qe}}+T_{ef}$ の関係が成り立つ。それゆえ、 $\Delta T_{T_{qe}}$ と T_{ef} がそれぞれ鋼種に関係なく同じ値をとるならば、純鉄の T_{qe} で代用できることになる。 $\Delta T_{T_{qe}}$ は蒸気膜形成に必要な熱量 H を供給するために起こる温度降下であり、いま同一の焼入油において H は一定と考えられる⁽⁶⁾から、第 I 段階のように熱流束が大きい段階では、 $\Delta T_{T_{qe}}$ の大きさは試片の比熱、密度、熱伝導率によって左右されることになる。ところが高温でのそれらの値は鋼種による差があまりない⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。それゆえ $\Delta T_{T_{qe}}$ は鋼種に関係なく同程度の値を示すものと考えられる。一方、 T_{ef} は特性温度と同一のものであるが、それは焼入油との親潤性と関係することが指摘されている⁽¹⁶⁾。したがって、親潤性が純鉄と同程度の鋼種では本推定法が適用できると考えられる。

以上とは別に、 $\Delta T_{T_{qe}}$ と T_{ef} がそれぞれ同じでなくても、それらの和として T_{qe} が結果的に一致することもありうる。しかしその場合は、 T_{ef} は同一鋼種では一定の値をとるから⁽⁵⁾、鋼種が異なる試片間における $\Delta T_{T_{qe}}$ の差は V/S に関係なく常に一定でなければならない。ところが式(8)からはそのようなことは考えにくい。したがって、純鉄と SUS304 の T_{qe} が V/S に関係なくほぼ一致した事実を考慮すると、少なくともそれらの $\Delta T_{T_{qe}}$ と T_{ef} はそれぞれ同程度の値であったと推察せざるを得ない。

VII. 結 言

任意の焼入条件における臨界焼入温度の推定法を確立することを目的として、臨界焼入温度の試片寸法、形状への依存性を表す式を次のように導いた。

$$\begin{aligned} & (T_{ef}+T_{qe_i}-T_b-T_1)(T_{ef}-T_{qe_i})(V_i/S_i)^{n'} \\ & = (T_{ef}+T_{qe_j}-T_b-T_1)(T_{ef}-T_{qe_j})(V_j/S_j)^{n'} \end{aligned}$$

ここで T_{ef} は浸炭終了温度、 T_{qe} は臨界焼入温度、 T_b は焼入油の沸点、 T_1 は油温、 V と S は試片の体積と表面積、 n' は寸法因子である。この式によって、ある試片 i の T_{qe_i} がわかると、他の試片 j の T_{qe_j} が算出できる。本実験では $17\text{ mm} \times 25\text{ mm} \times 1.75\text{ mm}$ の純鉄を試片 i ($V_i/S_i=0.875\text{ mm}$) とし、種々の焼入油について行った焼入実験と解析の結果を回帰分析することにより、 T_{qe_i} と T_{ef} に対する推定回帰式を与えた。 n' は用いた焼入油の平均値として 0.287 が得られた。ある焼入油におけるある試片の T_{qe} を推定するのに必要なデータは、銀試片法 (JIS K 2242) によるその焼入油の冷却曲線と上記の純鉄試片を 1473 K から焼入れしたときの浸炭深さですべて与えられる。本方法で推定した T_{qe} は S15C と SUS304 での実験値と良く一致した。

終りに、回帰分析に関し種々討論して頂いた本研究所鑄造研究室の森 正博主任研究員に深く感謝の意を表します。

記 号

- c : 試片の比熱 (kJ/kg·K)
 - $D(T)$: 炭素の拡散係数 (cm^2/s)
 - k : 試片の冷却速度 (K/s)
 - n, n' : 寸法因子 (-)
 - S : 試片の表面積 (mm^2)
 - T : 温度, T_2 : 特性温度,
 - T_b : 焼入油の沸点, T_{ef} : 浸炭終了温度,
 - T_{es} : 浸炭開始温度, T_1 : 油温,
 - T_q : 焼入温度, T_{qe} : 臨界焼入温度 (K)
 - $T=f(t)$: 蒸気膜段階における試片表面の冷却曲線
 - t : 時間 (s)
 - V : 試片の体積 (mm^3)
 - X : 浸炭深さ (式(1)では cm , それ以外では μm)
 - α : 熱伝達率 ($\text{kW}/\text{m}^2\cdot\text{K}$)
 - ρ : 試片の密度 (kg/m^3)
- 添字 * は銀試片に関することを表す。

文 献

- (1) 石神逸男, 山中久彦: 日本金属学会誌, **40** (1976), 69.
- (2) 石神逸男, 中村 衛, 山中久彦: 日本金属学会誌, **40** (1976), 61.
- (3) 石神逸男, 山中久彦: 日本金属学会誌, **41** (1977), 639.
- (4) 石神逸男, 網沢栄二, 山中久彦: 日本金属学会誌, **46** (1982), 1168.
- (5) 石神逸男, 網沢栄二, 山中久彦: 日本金属学会誌, **46** (1982), 1174.
- (6) I. Tamura and M. Tagaya: Trans. JIM, **5** (1964), 67.

- (7) 多賀谷正義, 田村今男: 日本金属学会誌, **B-15** (1951), 535.
- (8) 時弘義雄, 田村今男: 熱処理, **22** (1982), 2.
- (9) 多賀谷正義, 田村今男: 日本金属学会誌, **B-15** (1951), 589.
- (10) B.ボルチ, C.ファング原著, 中村慶一訳: 応用多変量解析, 森北出版, (1977), p.133.
- (11) N.R.ドレーパー, H.スミス原著, 中村慶一訳: 応用回帰分析, 森北出版, (1968), p.16.
- (12) C.Wells, W.Batz and R.F.Mehl: Trans. AIME, **188** (1950), 553.
- (13) F.Weaver und A.Rose: Stahl u.Eisen, **74** (1954), 749.
- (14) 日本鉄鋼協会, 日本金属学会編: 鉄鋼材料便覧, 丸善, (1976), p.55.
- (15) 長谷川正義監修: ステンレス鋼便覧, 日刊工業新聞社, (1976), p.103.
- (16) 田村今男: 鋼の焼入冷却剤の冷却能に関する研究, (1958), p.34.