温熱間鍛造における接触熱抵抗の簡易評価式*

済木 弘行^{*1}, 詹 志 宏^{*2}
丸 茂 康 男^{*1}, 安 藤 弘 行^{*3}

Quick Evaluation of Thermal Contact Resistance in Hot and Warm Forging

Hiroyuki SAIKI, Zhi Hong ZHAN,
Yasuo MARUMO and Hiroyuki ANDO

In order to estimate the transient thermal response between a die and a workpiece in hot and warm forging, we proposed a new estimation model for finite-element analysis. A uniform air film was introduced into the model to evaluate the thermal contact resistance r_c of the interface. We analyzed the wide range of contact conditions experienced in forging processes and proposed equations to quickly evaluate their r_c for analyzing the temperature fields of the die and the workpiece in practical forging processes. (1) The r_c was mainly influenced by the microstructure of the workpiece surface and the contact conditions which vary during the forging process. (2) The workpiece covered with an oxide film and the die coated with a hard metal film had varying r_c depending on the heat conductivity of the films. (3) The relative movement of the workpiece on the die surface negligibly reduced r_c , but if the frictional heat created by slipping is distributed on the workpiece surface, r_c must be modified appropriately.

Key Words: Hot and Warm Forging, Finite-Element Method, Contact Ratio, Thermal Contact Resistance, Uniform Air Film, Evaluation Equation, Heat Conduction, Oxide Films, Hard Metal Coatings

1. 緒 言

鋼の温熱間鍛造では、熱的条件の制御が加工の成否と結びつく場合が多く、型設計の段階で熱的条件の評価がどうしても必要になってきている。もちろん鍛造型の劣化は、型の形状および大きさ、材質および表面層の品質のような型の初期条件と荷重負荷、熱負荷および鍛造打撃数のような作業条件の組合せによって支配される。また鍛造品の品質も加工率、鍛流線の状況および熱的条件の相互作用の影響を受ける。今日、鍛造品に対する厳しい精度要求やコスト低減要求から型寿命改善および事前評価が必要になっている。

鍛造型の温度場は、高温の被加工材から型への熱の流入と型面あるいは型内における強制冷却および型ベースからプレスベッドへの伝熱による熱流出で決められる。温度場の評価を行う場合、最も問題が大きく重要になるのが型と被加工材の接触界面間の熱移動量の見積もりである。鍛造中に接触界面での温度場が著しく変化すること、図1に示すような表面突起が強く接

触している部位と粗さの谷部では状況が著しく異なること、しかもその接触表面構造が刻々変化することそして摩擦による発熱も伴うことが熱移動量の評価を困難にしている。

型と被加工材の温度場の解析には有限要素法などが利用されるが、解析を行う場合、解析対象の表面層の詳細な構造をそのままモデル化して解析することは計算時間の点から考えて現実的ではない。そこで、界面に存在している汚れ膜、酸化膜、コーティング膜、潤滑剤および接触構造によって決まる界面層の熱抵抗を、界面に一樣膜厚さで存在する等価熱抵抗膜に置き換え現実鍛造問題を解析することができれば便利である。

Fig. 1 Contact states between the materials and the die

* 1994年10月14日 第45回塑性加工秋季講演会において講演、原稿受付 1995年1月5日。

^{*1} 正員、熊本大学工学部 (〒860 熊本市黒髪2-39)。

^{*2} 熊本大学大学院。

^{*3} (株)小松産機 (〒923 小松市八日町地方5)。

そこで本論文では、接触界面構造を変更して、短時間接触を前提に温度変動する接触界面近傍の非定常温度場の解析を行って、等価接触熱抵抗を見積る方法を検討する。温熱間鍛造加工によく使用される被加工材および潤滑剤を対象にして、それぞれの等価接触熱抵抗の評価を行う。また等価接触熱抵抗に及ぼす素材表面の酸化膜および工具表面に施した硬質金属膜の影響、相対滑りおよび接触界面での摩擦発熱などの影響を含めた接触熱抵抗の評価を試みる。さらにこれらの等価接触熱抵抗の簡易評価式を提案する。

2. 等価接触熱抵抗の評価方法

型鍛造加工における成形加工時間は、0.1秒前後の短時間の場合が多い。したがって、鍛造1サイクル中では接触界面下数mmの領域内の温度場のみが大きく変動するにすぎない。接触界面の熱抵抗は、これまでの報告⁽¹⁾⁽²⁾にあるように表面粗さ、突起間隔、接触率に依存することが知られているが、等価接触熱抵抗膜として、鍛造加工中に高温被加工材から図1に示す接触界面を通して型へ流れ込む総熱量 Q_c が、一様膜厚さ δ_a を通してのそれ Q_a と等しくなるような相当

Fig. 2 The models for FEM analysis

Fig. 3 An example for evaluation of the r_c

抵抗膜を等価接触熱抵抗膜 δ_{eq} として定義した。

解析では図1の界面近傍を図2に示すような軸対称あるいは二次元の単一突起が突起間隔 $2W$ で繰返して存在する単純モデルで置き換えた。界面から垂直方向の解析距離は、接触時間内で温度場に影響しない十分な距離とした。等価接触熱抵抗膜としては、便宜上、1気圧550°Cの一様空気(熱伝導率 $\lambda_a=0.056$ W/mK, 熱容量 $C_a=0.048$ kJ/kgK)膜厚さ δ_{eq} (μ m)で評価した。したがって、厚さ 1μ mのこの空気膜のもつ等価接触熱抵抗は 0.0178 m²K/kWであり、等価接触熱抵抗 r_c (r_c を以後単に熱抵抗と呼ぶ)の逆数である等価接触熱コンダクタンス K_c は、 56 kW/m²Kとなる。

簡単のため解析では、一定の熱伝導率をもつ鍛造型と一定熱伝導率の被加工材の接触問題を解析した。型表面は平らな理想平面で、被加工材表面には型面との接触率 R と粗さ R_{max} (図1の δ)の異なる凹凸表面を仮定し、粗さ谷部にはまずは空気のみが閉じ込められていると仮定した。型と素材の初期温度はそれぞれ250°Cと900°Cであるが、熱抵抗の見積値には温度差は影響しないことを確認した。接触時間は0.05秒を選んだが、これ以上の接触時間では熱抵抗の見積値の変化は比較的小さい。また等価空気膜の初期温度は工具と素材の平均温度とした。なお、解析精度を向上するため、二次要素(9節点四角形要素、積分点9)を用いた。また時間増分および要素寸法を決定する際には、温度分布に関する解の安定状態を調べた。

一様空気膜厚さ δ_a を変更して計算される Q_a による検定曲線例を図3(型初期温度:250°C, 素材初期温度:900°C)に実線で示した。ただし縦軸の Q は境界全体の投影面積で除して単位面積あたりの値にしている。図中のモデル(a)で計算した Q_c の一例を検定線上に■印でプロットして破線で結んだ。この場合 $\delta_{eq}=1.55\mu$ mで、熱抵抗 r_c は 0.0277 m²K/kWと簡単に見積もることができる。

3. 評価結果と評価式

3.1 接触率、突起間隔および粗さの影響 工具鋼(SKD 61)同士を接触させる軸対称突起モデルを考え接触率 R と突起間隔 $2W$ (以後では突起間隔を W とする)および最大粗さ R_{max} を変更したとき、熱抵抗がどのように変化するかを基準問題として検討した。

解析は、いくつかの代表的な接触率で行っているが、突起間隔 W が1.0 mm, 0.5 mm, 0.25 mm, 0.125 mmで、最大粗さは、それぞれ50 μ m, 20 μ m, 10 μ m, 5 μ mと2.5 μ mである。図4に実線と○印でFEMによる評価結果を示した。

各図において、接触率の減少とともに熱抵抗が徐々に増加し、特に接触率の小さい場合($R < 0.25$)では熱抵抗が急に上昇する。また粗さが大きいほど熱抵抗も大きい。一方突起間隔が小さくなると熱抵抗が著しく低下するとともに熱抵抗に及ぼす粗さの影響も小さくなる。

接触率が50%の場合の計算した範囲では、熱抵抗はたかだか $0.013 \text{ m}^2\text{K/kW}$ にしかならない。そして、接触熱コンダクタンス K_c は $75 \text{ kW/m}^2\text{K}$ 以上と見積もられる。接触率25%のときには熱抵抗が、たかだか $0.036 \text{ m}^2\text{K/kW}$ で K_c は $28 \text{ kW/m}^2\text{K}$ 以上となる。さらに突起間隔 $W = 0.125 \text{ mm}$ よりも突起間隔が小さい $W = 0.0625 \text{ mm}$ の場合では、これと同程度の熱抵抗を示すには、接触率を5%以下にする必要がある。

なお、接触時間0.05秒、接触条件 $R = 1$, $R_{\max} = 50 \mu\text{m}$, $W = 1 \text{ mm}$ で、非常数解析の場合の熱抵抗は定常

解のそれより6%低く評価された。

3・2 被加工素材および潤滑剤について 3・1節と同様な解析方法および条件下で、鍛造型の材料は工具鋼SKD 61として、これに被加工素材としてのアルミニウム, S 35 C, SKD 61 およびステンレス鋼を選び解析した。接触界面の潤滑状況も無潤滑(空気のみ)とガラス($\lambda_{\text{GLASS}} = 30\lambda_{\text{AIR}}$)潤滑を考えた。

図5に評価結果を示す。図中の実線と破線は、FEMによって評価した無潤滑とガラス潤滑の場合の熱抵抗を示す。4種類の被加工材に対し、それぞれの温度伝導率 α が異なるのでこれと対応して熱抵抗も変わる。最大粗さ $50 \mu\text{m}$, 接触率 $R = 0.125$ の例を見ると、最も温度伝導率の高いアルミニウムの場合の熱抵抗は、SKD 61の場合の43%まで小さくなる。一方、最も温度伝導率の低いステンレス鋼の場合は、SKD 61の157%と高くなる。被加工素材の温度伝導率は熱抵抗に影響する重要因子と考えられる。

Fig. 4 Effects of contact ratio, convexity distance and maximum roughness on the r_c

Fig. 5 Effects of forging materials and lubricants on the r_c

また、図5の破線で示すように、粗さの谷部に比較的热伝導率の小さいと思われるガラス潤滑剤が捕捉される場合でも、無潤滑の場合に比べると、かなり熱抵抗が下がっている。各被加工材に対し、熱抵抗はただか0.027 m²K/kWにすぎない。これは空気と比べてガラスの熱伝導率が大きいため、ガラスだまりを介して型に流入する熱が多くなるからである。接触率を低下させ材料滑りを促すガラス潤滑剤の役割は重要であるが、断熱効果の点から見ると無潤滑ほどではない。

3.3 評価式 以上の解析結果に基づいて、熱抵抗に関する近似式を求めた。まず軸対称モデルで工具鋼同士の接触をすべての場合の基準と考え、次式のように表現した。

$$r_{c0} = c \cdot R_{\max} / \exp(a \cdot R^b) \quad (1)$$

$$a = 4 - 1.28W(1 - 0.215W^2)$$

$$+ 0.125R_{\max}(1 - 0.0125R_{\max})$$

$$b = [0.43 + 0.61W(1 - 0.25W^3)]$$

$$\times [1 - 0.157 \ln(R_{\max} + 0.1)]$$

$$c = 0.0178[1 - 0.004R^{0.01}/(W^2 + 0.004R^{0.01})]$$

$$\times [1 + R^{0.01}/(R_{\max}^2 + 5)](1 - R^3)$$

温度伝導率によって影響される各被加工材に関する評価式を式(1)を補正する形式で示すと次式である。

$$r_{cm} = r_{c0}[(1 - A)a^{0.313} + Aa^{0.467}](1 + aB/3) \quad (2)$$

$$A = \arctan(a)/\pi, \quad B = (C_R C_W C_m - 1)$$

$$C_R = (0.97 + 2.5R - 6R^2 + 3.5R^3)$$

$$C_W = 1 - 0.22 \ln(W + 0.001)$$

$$C_m = 0.641 + 0.083 \ln(R_{\max} + 0.001)$$

ここで、 a は工具鋼と材料の温度伝導率の比(a_{DIE}/a_{MATE})で、 C_R 、 C_W および C_m は、接触率、突起間隔および最大粗さに関連している形状補正係数を示している。後に示す近似式にも同様な形式を用いる。

なお上式に関して、簡単な補正を加えることによって、温度伝導率の異なる鍛造型材(例えば、超硬合金G6、工具鋼SKD11など)にも適用できる。

また、ガラス潤滑剤の場合の評価式を次式で与えた。

$$r_c = (r_{cm})C_R C_W C_m (a_{GLASS}/a_{AIR}) \quad (3)$$

$$C_R = (1 - R)(16.55 + 283R + 141R^2 - 328R^3)$$

$$C_W = \exp[0.005 - 0.598 \ln(W + 0.001)]$$

$$C_m = 0.33 + 0.013R_{\max}[1 + 0.55$$

$$\times [1 - (a_{DIE}/a_{MATE})]^3]$$

以上の解析モデルで用いた粗さ形状は、要素分割の便宜上、突起形状はすべて界面に直角斜面を[図2(a)の破線部に示す形状]仮定しているが、実際の突起形状は、加工法によって依存する角度 θ となる。有

Fig. 6 Comparisons of the analysis results with the evaluating equations

限要素法計算結果に基づいて、この角度 θ に関する熱抵抗の補正式は次の式(4)で与えられる。

$$r_c = r_{c0} - \tan(\theta)R_{\max}C_R C_W(1 - R^5)R^{0.001} \quad (4)$$

$$C_W = \exp[0.00345 - 0.975 \ln(\tan(\theta) + 0.0001)]$$

$$C_R = 0.0178 \exp[-8.439 - 1.372 \ln(R + 0.001)]$$

$$(\theta \leq 60^\circ)$$

最後に、二次元モデルについての評価式は軸対称モデルとの差は少ないが、一応次式のように表される。

$$r_{c2D} = (r_{c0})C_R C_m \quad (5)$$

$$C_R = (0.479 + 5.85R - 15.76R^2 + 20.13R^3 - 9.78R^4) \times [1 + 0.0001/(R^2 + 0.0001)]$$

$$C_m = [1 + 0.2/(R_{\max} + 0.1)]$$

図6には評価式(2)の精度を示す。やや見積精度がよくない場合も認められるが、実用上、十分利用できる程度と思われる。また式(2)、(3)によって評価した結果を、それぞれ図5に○印と●印でプロットした。なお突起間隔 $W = 0.125$ mmの場合において、近似評価式による計算結果は、定常温度場における接触熱抵抗の評価に用いられている橋の式⁽³⁾とほぼ一致する。

3.4 素材表面に付着した酸化膜の影響 被加工材に酸化膜があるものとして軸対称突起モデルで熱抵抗の見積もりを行った。なお酸化膜(マグネタイト)の物性値として、熱伝導率 $\lambda = 4.2$ W/mK、比熱 $c = 0.135$ kJ/kgK、密度 $\rho = 5200$ kg/m³を用いた⁽⁴⁾。

接触時間は0.05秒で、最大粗さ $R_{\max} = 50$ μm、突起間隔 $W = 1$ mmにおける酸化膜厚さおよび接触率に対する熱抵抗の変化の例(実線)を図7に示す。

酸化膜のない場合と比べて、酸化膜が付着した場合

Fig. 7 Effects of the oxide film coated at the surface of the material

の熱抵抗は大きく増加している。接触率 $R=0.0625$ の場合においては、わずか 0.025 mm の酸化膜が素材表面に存在すると、これが存在しない場合の熱抵抗の 1.8 倍に増えている。その増加量は、酸化膜による単純な抵抗増加： δ_s/λ_s (破線)のみではなく、非接触部に存在している低い熱伝導率をもつ酸化膜が空気膜と併せて、縮流抵抗を増加させていると考えられる。当然接触率の増加につれて、その部分の寄与量は少なくなって、完全接触の $R=1$ の場合では熱抵抗はほぼ δ_s/λ_s で見積られる抵抗の増加となっている。

また図に示すように、酸化皮膜の厚い場合は、熱抵抗増加の傾向がやや減少しているが、これは接触時間が 0.05 秒と短いため熱影響層が浅く酸化膜自体が母材となり素材熱容量 ρc の低下の影響が現れたためとみられる。

以上で考察したようにわずかな酸化膜の存在が熱抵抗増加に大きく寄与していることがわかった。したがって素材の熱伝導の小さい薄い皮膜を形成させることは熱抵抗を増加させるために有効となると考えられる。

酸化膜の影響を含めた近似評価式は式(6)で与えられる。FEMによる評価結果の実線、破線と対照して式(6)による計算結果が図7の●印で示されている。

$$r_c = r_{c0} + 17.8\delta_s(\lambda_{AIR}/\lambda_s) + 0.0178\delta_s(C_W C_R C_m + 2R)(1 - 0.5R^4) \cdots (6)$$

$$C_W = \exp[C_1 - C_2 \ln(\delta_s + 0.001)]$$

$$C_1 = 0.875 + 4.9W - 2.794W^2$$

$$C_2 = 1.119 - 1.054W + 0.535W^2$$

$$C_R = 1.5 - 9.29R + 23.72R^2 - 26.45R^3 + 10.56R^4$$

$$C_m = 0.042R_{\max}^{(0.853 - 0.001R_{\max})}$$

δ_s : 酸化膜厚さ (mm) ($0.001\text{ mm} \leq W \leq 1\text{ mm}$)

3.5 型表面に施した硬質皮膜の影響 合金工具鋼 SKD 61 等の表面に摩耗抵抗および離型性を改善するため母材金属と熱伝導率等の物性値が異なる硬質皮

Fig. 8 Effects of the hard metal film coated at the surface of the die

膜処理を行うことが広く採用されている。熱抵抗に対するこれらの皮膜の影響を検討するため、工具鋼より熱伝導率の高い銅およびクロム金属膜と熱伝導率の低いハステロイ C 皮膜について計算を行ってみた。

図8はFEMによる計算の結果の一例を示した。工具鋼単体の場合と比べ、熱伝導率の高いクロム材および銅の金属膜の場合には、熱抵抗は金属膜厚さ $\delta_m = 0.2\text{ mm}$ 前後でそれぞれ 23% と 45% ほど減少している。一方伝導率の低いハステロイの場合には素材酸化膜の存在と同様に熱抵抗は 77% 増加している。

工具表面にクロム材や銅などを施す場合には工具表面層の硬度改善あるいは潤滑の役目が与えられるが、熱抵抗増加の目的からはずれる。一方、ハステロイや酸化膜のような熱伝導率の小さい材料では熱抵抗増加の役目を果たすが、皮膜層で大きな温度こう配が生じるので、高温素材との接触時に大きな圧縮応力が生じ表面座屈割れやヒートチェックが発生しやすくなるため型寿命改善の目的に必ずしもよいとはいえない。

3.6 接触熱抵抗に及ぼす相対滑りの影響 実際の鍛造加工における材料の滑りが、熱抵抗にどのような影響を与えるかを調べる。温度こう配によって材料の変形や滑り量が異なるが、まず他の条件は同じで相対滑りのみが独立に与えられるものとして、相対滑りの影響を検討してみた。

軸対称突起モデルに相対滑りを与えると解析が複雑な三次元問題になる。ここでは二次元単一突起モデルで相対滑りの解析を行った。材料滑り速度によって解析領域に移動が起こるが繰返し突起モデルであるので、時間増分ごとに素材の要素を再分割し温度場の写像を行っている。

図9は材料滑りの影響を考慮した場合の熱抵抗の評価結果とこれを無視した場合とを比較したものである。表面突起間隔 W は 1.0 mm と 0.5 mm で、最大粗さ $R_{\max}$ は $50\text{ }\mu\text{m}$ 、 $10\text{ }\mu\text{m}$ と $2.5\text{ }\mu\text{m}$ である。なお滑り

Fig. 9 Effects of material slipping on the r_c

速度は通常の鍛造加工で経験する滑り速度より大きめの 125 mm/s を与えてみた。

$W=1$ mm の場合において、3 種類の最大粗さのいずれの場合にも、滑りのない場合(実線)と比べ材料滑りを考慮した場合(破線)の熱抵抗が低く評価された。 $R_{\max}$ が 50 μm では 13%, 10 μm では 11%, 2.5 μm では 2% ほど減少し、粗さの減少につれてその差は次第に小さくなる。接触界面の移動によって次々に低温工具面に接触し熱移動が起こりやすくなるためと思われる。一方、0.05 秒間に多くの突起を通りすぎる $W=0.5$ mm の場合、熱抵抗が小さく温度の拡散が進んでいるため両者の差がほとんど認められない。

したがって、素材滑りの影響はあまり問題にならないと思われるが、これに関する評価式も、次式で表し、近似結果を図 9 の●印で示した。

$$r_c = r_{c2D} - 0.00267 W^2 C_R R_{\max}^{0.5342} \dots\dots\dots (7)$$

$$C_R = (1-R)(0.74 - 1.32R - 1.26R^2 + 2.94R^3)$$

3・7 接触界面における摩擦発熱の影響 次に相対滑りのある場合について、熱抵抗に及ぼす型と被加工材間の摩擦発熱の影響を検討する。相対滑り速度と変形抵抗に依存する突起接触部の摩擦による単位面積当りの発熱速度 $\dot{Q}$ は、次式より与えられる。

$$\dot{Q} = W_f = V_t \tau_f$$

ここで、 W_f は摩擦仕事率で、 V_t は滑り速度(125 mm/s)である。また、 τ_f は摩擦せん断応力で、 $\tau_f = (\text{志田の変形抵抗式}^{(5)})/\sqrt{3}$ で評価した(例えば 900°C で、 $\sigma_v/\sqrt{3} = 120 \text{ N/mm}^2$ である)。

単位体積当たりのこの発熱量を接触部要素内の面吹

Fig. 10 Effects of frictional heat on the r_c

き出し熱源として、要素内の接触している節点に振り分けて計算する。なお一様空気膜厚さの検定線図の計算モデルでは発熱は、材料側にすべて与えた。

解析結果より両モデルで計算した単位面積あたりの Q_c と Q_a は、ともに摩擦発熱なしの場合より 1.5 倍増えている。図 10 に示すように摩擦発熱の影響(破線)を含む場合の熱抵抗の変化傾向は、これを無視した場合(実線)とほぼ相似であるが、熱抵抗を増加させて与える必要があることがわかった。摩擦発熱を考慮する時、一様空気膜を介して型へ摩擦発熱を伝える空気膜モデルでは、界面全体で熱流を与えることになり、過大評価しすぎるためである。したがって、摩擦発熱を考慮した際、次式の補正が必要となる。

$$r_c = (r_{c2D}) C_R C_W C_m \dots\dots\dots (8)$$

$$C_R = 1.36 - 1.2R + 4.098R^2 - 4.21R^3$$

$$C_W = 0.93 - 0.433 \ln(W + 0.001)$$

$$C_m = 1.26 - 0.072 \ln(R_{\max} + 0.001)$$

4. 結 言

等価一様空気膜厚さを導入し、接触界面層のもつ鍛造加工の温度場解析に利用するための接触熱抵抗の評価式の検討を行った。これによって、以下のことがわかった。

(1) 接触界面における接触熱抵抗は、鍛造中、刻々変化する接触率 R と材料表面の突起間隔および最大粗さによって大きく変わる。またおのおのの被加工材および粗さの谷部に捕捉される潤滑剤の温度伝導率によって、接触熱抵抗も変化する。

(2) 素材表面に付着した熱伝導率の小さい酸化膜は、薄膜の範囲で効果的な熱抵抗の増加を示す。同様に型表面に施した表面硬質金属皮膜も、その伝導率によって、接触熱抵抗を増減させる。

(3) 材料の相対滑りの影響を考慮した場合、比較的速い滑り速度に対しても、突起間隔と最大粗さの大きい範囲で接触熱抵抗がわずかに低下する程度であっ

た。一方、界面での摩擦発熱の影響を考慮するには一様膜モデルを導入するための補正が必要となる。

以上の結果をまとめ、データベースに利用できる精度の高い近似評価式を与えることができた。加工面圧によって刻々変化する接触率 R については、著者らが提案した超音波測定による鍛造加工接触界面の接触率評価法⁽⁶⁾を参考にし、加工力に依存する全行程の接触率の変化を推定する方法が考えられる。

本研究の一部は、(株)小松製作所の受託研究費の援

助を受けて行われたものである。

文 献

- (1) 濟木・ほか 3 名, 平 3 春塑加講論 II, (1991), 521-524.
- (2) Sadhal, S. S., *Trans. ASME, J. Heat Transfer.*, 103 (1981), 32-35.
- (3) 橘, 機誌, 55-397(1952), 102-107.
- (4) Fowler, C., ほか 2 名, *Metal Technol.*, 10-3(1983), 96-101.
- (5) 志田, 塑性と加工, 10-103(1969), 610-617.
- (6) 濟木・ほか 4 名, 機論, 59-562, C(1993), 1934-1939.