

三元亞共晶填充金屬之半固態溫度對無氧銅真空硬鐸研究

李義剛¹ 蔡明樺² 劉全輝³

¹大葉大學材料科學與工程學系

²大葉大學機械與自動化工程學系

51591 彰化縣大村鄉學府路 168 號

³達鴻精工股份有限公司

50068 彰化市中山路三段 714 巷 22 之 1 號

摘要

無氧銅 (Oxygen-free copper) 為電動機 (Electric motor) 的轉子 (Rotor) 主要結構材料之一。由於，銅轉子接合的溫度過高，電磁鋼片 (Electrical steels) 會產生再結晶反應而造成鐵損增加，導致能源轉換效率降低。因此，本研究以低溫之半固態真空硬鐸技術來完成無氧銅間的精密接合，又能保持高的能源轉換效率。實驗採 Cu-15Ag-5P 為填充金屬，持溫溫度以填充金屬之液-固相共存的 673 °C ~ 793 °C 及液相的 823 °C、真空度 10^{-5} Torr 為測試條件。實驗結果發現：經由 DSC 熱分析，填充金屬在 643 °C 的低熔點三元共晶組織開始熔融。673 °C 時，填充金屬對無氧銅 (C101) 有潤濕角 39.22°、鋪展面積 7.6 mm²；液相之 823 °C 時，相對於 673 °C 的潤濕角減少了 90 % (3.78°)，鋪展面積則成長了 192% (22.16 mm²)。然而，潤濕角皆小於 90°，顯示填充金屬對 C101 的潤濕性皆良好。由 SEM/EDX 分析，鐸道基底 (Matrix) 為黑色銅磷固溶體，成分為 Cu 與 P 原子百分比以 3:1 組成，研判應為 Cu₃P 相，其使鐸道硬度值高於兩側母材。半固態溫度硬鐸的鐸道硬度皆大於液相的接合，其中 673 °C 的最大硬度值達 157.05 Hv，為母材的 192%；823 °C 則為最小硬度值 94.81，僅為母材的 80%。電阻量測結果評估，C101 受到填充金屬的擴散影響，皆使電阻值上升 0.05~0.07 mΩ，顯示硬鐸溫度對 C101 間的導電效應影響不大。模擬真空硬鐸製程的電磁鋼片，在半固態 733 °C 的電阻值與原狀態僅降低 0.29 mΩ (0.03%)，而液相 823 °C 則有最大差異 1.79 mΩ (20%)，顯示接合溫度確實會造成電磁鋼片在電性特性的影響。最後，拉伸剪應力試驗採 1 mm 厚試片，無論接合長度為 2T 或 4T，其破斷位置均在母材，顯示以填充金屬 Cu-Ag-P 之液-固相共存的低溫真空硬鐸製程，其鐸件在接合剪切強度皆能滿足需求。

關鍵詞：無氧銅，真空硬鐸，潤濕性，液-固相共存，剪切強度，半固態。

Impact of Ternary, Hypoeutectic Filler-Metal Semi-Solid Temperatures on Vacuum Brazing of Oxygen-Free Copper

I-KON LEE¹, MING-HUA TSAI² and CHUAN-HWEI LIU³

¹ Department of Materials Science and Engineering, Da-Yeh University

² Department of Mechanical and Automation Engineering, Da-Yeh University

No.168, University Rd., Dacun Township, Changhua County 51591, Taiwan, R.O.C.

³Dahorn Refining Co., Ltd.

No. 22-1, Lane 714, Section 3, Zhongshan Rd., Changhua City 50068, Taiwan, R.O.C.

ABSTRACT

Oxygen-free copper is one of the major structural materials of electric motors. Because the bonding temperature of copper rotors is extremely high, recrystallization of electric steel increases iron loss and reduces the efficiency of energy conversion. Therefore, in this study, low-temperature, semi-solid vacuum brazing technology was adopted to achieve precise bonding between oxygen-free copper while maintaining high efficiency of energy conversion. Cu-15Ag-5P was used as the filler metal and the conditions tested were of liquid-solid-coexistence temperatures (between 673 °C and 793 °C), liquid-phase temperature (823 °C), and a vacuum of $< 10^{-5}$ Torr. DSC thermal analysis of the experimental results indicated that the low-melting-point ternary hypoeutectic structure of the filler metal caused it to melt at 643 °C. At 673 °C, the wetting angle of the filler metal with respect to oxygen-free copper (C101) was 39.22°, with a spreading area of 7.6 mm². At 823 °C, in the liquid phase, the wetting angle was diminished by 90% (3.78°), compared with that at 673 °C, whereas the spreading area grew by 192% (22.16 mm²). However, the wetting angles were below 90°, indicating good wettability of the filler metal with respect to C101. Based on SEM/EDX analysis, the weld base (matrix) was a black-copper/solid-phosphorus solution with a 3:1 composition ratio between Cu and P atoms, determined to be in Cu₃P phase, and the weld hardness was higher than the base material on both sides. The weld hardness of semi-solid-temperature vacuum brazing was higher than the liquid-phase bonding. At 673 °C, the maximal hardness reached 157.05 Hv, which was 192% of that of the base material. At 823 °C the minimal hardness was 94.81 Hv, only 80% of that of the base material. Under the impact of diffusion of the filler metal, the resistance of C101 was observed to be increased by 0.05-0.07 mΩ, indicating a minor influence of brazing temperature on the conductivity of C101. Regarding the electrical steel used for simulating the vacuum brazing process, the resistance at the semi-solid phase 733 °C, was only 0.29 mΩ (0.03%) less than the original state, whereas the maximal difference in resistance (1.79 mΩ) occurred in the liquid phase 823 °C (20%), showing that the bonding temperature affected the electrical property of electrical steels. Lastly, a 1-mm-thick specimen was used for tensile-strength and shear-stress tests, and the breaking positions were all on the base material for bonding lengths of 2T and 4T. This indicates that the bonding-shear strength of welding in the low-temperature vacuum-brazing process in the liquid-solid coexisting phase of the filler metal Cu-Ag-P, can be in line with requirements.

Key Words: Oxygen-free copper, Vacuum Brazing, Wettability, Liquid-solid phase coexistence, Shear strength, Semi-solid.

一、前言

銅為人類歷史上最早發現且廣泛運用的非鐵金屬材料，具有良好的強度與韌性，以及無磁性、耐腐蝕，適用於冷、熱的加工程序。純銅的導電率、導熱率僅次於銀，價格相對便宜，因此銅是製造熱交換器、同軸電纜、散熱模組、電動機等相關電子、電機工業所廣泛選用重要的工程材料

[5,9,13]。商用無氧銅 (Oxygen-free copper) UNS C10100-C10800 [6] 係經嚴格熔煉控制而鑄造成為導電率最高，氧與其它雜質含量最低的商用純銅。因為，晶界不存在有銅的氧化物顆粒，高溫時可避免和氫氣反應形成水蒸氣而造成晶界脆化，故可在還原性氣體中使用 [9]。

硬鉲 (Brazing) 技術是指在預接合之母材間加入填充

金屬，填充金屬熔點須高於 450 °C（但以不超過母材熔點為原則）。升溫到填充金屬熔點以上，待填充金屬融化並充分潤濕母材於接合處，藉由毛細管作用使接合處之原子相互擴散產生鍵結（Bonding）後，加以冷卻凝固而形成接點 [20,25]。通常，大氣與還原性氣體的硬鉚製程須添加助鉚劑（Flux） [11,16]。助鉚劑最主要功能，在清潔填充金屬和母材接合處之不潔物質，來獲得潤濕性（Weldability）。然而，助鉚劑多為具腐蝕性的化學物質，鉚件在長時間的使用下，助鉚劑將侵蝕母材而造成鉚件腐蝕的問題 [1]。真空硬鉚（Vacuum brazing）是毋須助鉚劑的一種硬鉚方法，顧名思義是在真空環境中實施硬鉚，一般真空硬鉚之真空度為 $10^{-3} \sim 10^{-6}$ Torr 的範圍。由於，製程方式為在真空爐中讓母材與填充金屬同時加熱，可減少殘留熱應力的產生及接合後變形的問題。就接合製程而言，因具有良好的作業環境，硬鉚品質得以提昇至相當高之水準，是材料接合技術最佳選擇的方法之一 [21]。

近年來，因先進國家紛紛倡導節能、減碳和永續發展，相關法規對馬達效率的要求逐年提高。以定頻馬達而言，將銅取代鋁作為轉子材料是提升效率的有效方法之一 [7,12]。因為銅之電阻約為鋁的三分之二，故可有效降低歐姆損耗。一般工業界使用的馬達，幾乎百分之九十以上皆為三相感應馬達，因其結構簡單可靠度佳，成本相對低廉，因此廣泛被使用 [2,3]。鼠籠式銅轉子的成型方法有兩種 [24]，一種採壓鑄成型，另一種以銅條鉚接。鑄銅轉子係將純銅塊加熱高於 1100 °C 使其完全液化，再倒入壓鑄機中成型。高溫時，銅極易與氧反應生成銅氧化物，且在晶界處與銅共晶析出。除了損害導電率，也容易造成沿晶脆裂及孔隙的發生，同時仍須克服模具在反覆高溫的使用壽命問題與缺陷 [8,10,19]。以銅條鉚接之銅轉子多以體積龐大的大功率類型為主，鉚接法成型之銅轉子為銅條與銅端環之結合。文獻研究 [14,17,18,23] 多以火炬硬鉚及感應硬鉚為主要接合技術，火炬硬鉚僅能局部加熱，其效率較低，熱源為氧和乙炔氣體的混合焰。硬鉚時，氧分子易混入熔融鉚料中，且加熱不均易產生殘留應力，鉚後變形量大。雖然，感應硬鉚製程可以改善火炬硬鉚的部分缺點，但因使用之助鉚劑容易流入盲鉚道而難以移除的問題依然存在。

綜合以上研究結果，要提升高效率感應馬達的性能與生產，須更精準、乾淨、少缺陷和產量高的方式來取代之。由於，使用在銅轉子的真空硬鉚填充金屬選擇上，必須兼顧到

要有低的接合溫度、適當的接合強度、導電率不能衰減太多及低成本等條件。因此，本研究即以低溫真空硬鉚來進行無氧銅間的精密接合技術開發，期能維持一定的機械強度，又能保持高能源轉換效率，來評估 Cu-Ag-P 填充金屬在液-固相共存的半固態真空硬鉚接合的可行性，以提供銅轉子之硬鉚接合的技術參考。

二、實驗方法

本研究使用母材為導電率最高雜質最少，純度至少 99.99% 的 C101 電子級無氧銅（OFE-Cu）的 1 mm 厚板材，分別裁成 $10^W \times 10^L \text{ mm}^2$ 、 $30^L \times 10^W \text{ mm}^2$ 提供後續接合成不同試驗之試片。真空硬鉚使用的填充金屬為 0.05mm 厚之 80Cu-15Ag-5P 三元合金，實驗流程如圖 1 所示。

硬鉚溫度的設定係將 10 mg 填充金屬以 DSC/TGA 同步熱分析儀（TA Instrument SDT Q600）進行相變態點的分析，所獲數據即用來做為接合時持溫溫度規劃的依據。評估

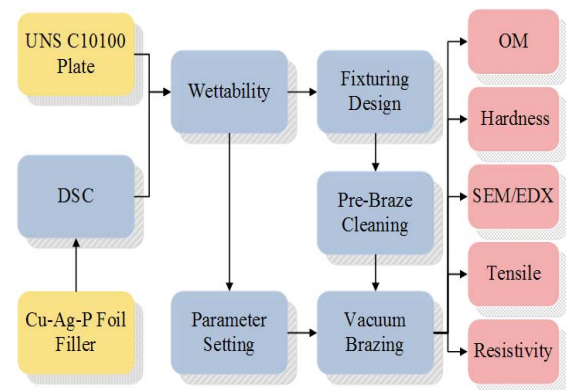


圖 1. 實驗流程

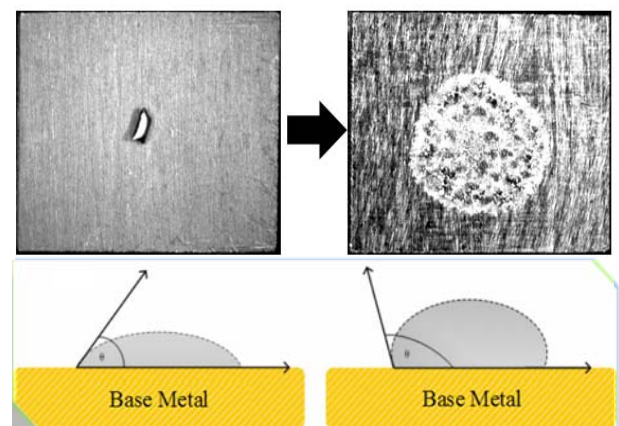


圖 2. 填充金屬與母材潤濕性實驗實體與接觸角量測示意圖

填充金屬與母材間的潤濕性時，實驗程序為裁取 $2^1 \times 2^W \text{ mm}^2$ 的填充金屬（約 2.0 mg）在真空爐中熔融成圓珠狀後，放置於邊長 $10 \times 10 \text{ mm}^2$ 的 C101 板中央，置入真空度 $< 10^{-5} \text{ Torr}$ 的真空爐中加熱至填充金屬的相變態點以上溫度，並持溫 5 分鐘後冷卻。試件取出後，以金相軟體量測鋪展面積、接觸角角度，並分析硬鋸溫度對於填充金屬與母材間的親和性，試件實體與接觸角量測示意圖如圖 2 所示。

試片在硬鋸接合前，母材與填充金屬須進行前處理的清潔作業。首先，先將兩者置於丙酮中隔水震盪以去除表面油脂和髒汙，再以腐蝕能力較低的 CITRANOX[®] 酸性清潔劑去除氧化層。酸洗時，應避免使用腐蝕性較強硝酸，以防侵蝕過多造成接合面間隙過大[4]。最後，將清潔的試片與填充金屬在預接合處以三明治方式堆疊，並放置於塗佈阻流劑（Stop-off agent）之夾具間，夾具設計如圖 3 所示。

本實驗之真空硬鋸爐係由機械幫浦與擴散幫浦所組成，能使爐體在硬鋸過程能維持高真空的環境，硬鋸參數與硬鋸加熱時序圖如表 1 與圖 4 所示。鋸後顯微試片與微小維氏硬度量測試片，採精密慢速切割機取樣，經研磨拋光後，再以 10% 過硫酸銨水溶液加以浸蝕。鋸件先以金相顯微鏡（Optical microscopy；OM）初步觀察鋸道有無孔洞、夾渣等缺陷，再以掃描式電子顯微鏡（Scanning electron microscopy；SEM）和能量散射光譜儀（Energy dispersive spectrometer；EDS）做接合界面的顯微結構觀察，並分析元素含量與成分分佈，以及進行微硬度分佈的量測。微電阻測量則取 10 mm^2 填充金屬與等面積 C101 板材進行真空硬鋸使填充金屬披覆於母材，並另取電磁鋼片置入真空爐中模擬

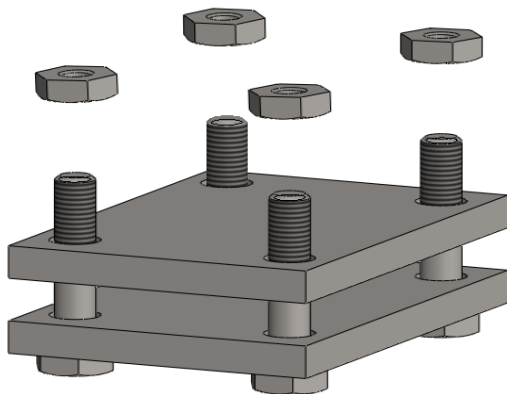


圖3. 真空硬鋸夾治具示意圖

表 1. 真空硬鋸參數

真空度 (Torr)	$10^{-5} \sim 10^{-6}$
升溫速率 ($^{\circ}\text{C}/\text{min}$)	10
硬鋸溫度 ($^{\circ}\text{C}$)	673、703、733、763、793、823
鋸接持溫時間 (min)	5

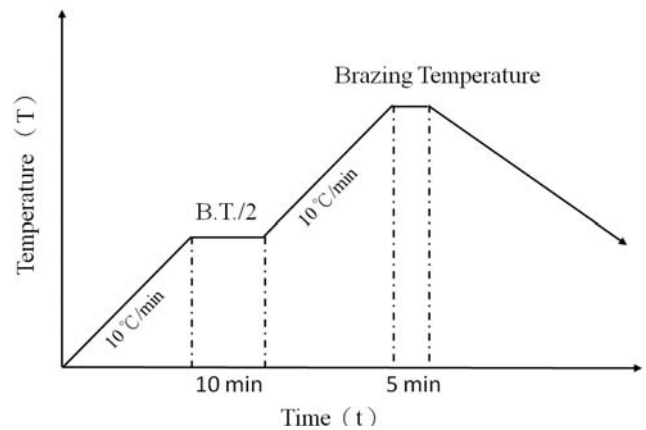


圖4. 硬鋸加熱時序圖

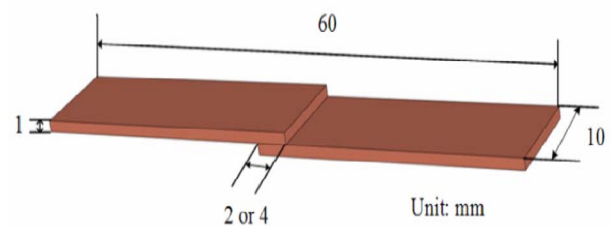


圖5. 搭接試片示意圖

硬鋸製程，並以電阻值的量測分析矽鋼片之熱影響。最後，以小尺寸拉伸之剪力搭接試片模擬銅轉子之銅對銅接合，並分析接頭的機械性質，搭接試片的設計如圖 5 所示。

三、結果與討論

(一) 填充金屬固-液相線分析

Cu-Ag-P 合金有較寬的液-固相共存範圍，其固相線（Solidus）溫度可由 DSC（升溫速率 $10 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ）實驗得知，DSC 熱反應曲線如圖 6 所示。升溫超過 $600 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 時，Cu-Ag-P 合金發生一階相變（First-order phase transition）之吸熱反應。將圖中基線（Baseline）之拐點（Onset）延伸做切線於峰谷，分析得到切點為 $643 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ，此即為填充金屬融化起始的固相線溫度。由於，合金的相變態轉為完全液相之吸熱峰不明顯。當加熱至 $800 \text{ }^{\circ}\text{C}$ 以上時，Cu-Ag-P 的固-液共存相

將完全轉為液相，可得到該合金之液相線 (Liquidus) 約為 800 °C，Cu-Ag-P 的三元合金相圖如圖 7 和圖 8 所示 [22-15]。因此，本實驗之硬鐸溫度將以液-固相共存之 673 °C ~ 793 °C，以及液相的 823 °C 做為持溫溫度規劃之範圍。

(二) 潤濕性實驗

圖 9 為填充金屬對 C101 潤濕性之接觸角和鋪展面積實驗比較結果，其中接觸角愈大或鋪展面積愈小則代表潤濕性愈差，反之亦然。持溫溫度在 673 °C 時，潤濕角為 39.22°、鋪展面積達 7.6 mm²，兩項潤濕性指標皆顯示最差的結果。當達到 700 °C 以上時，可發現潤濕性有逐漸變好的趨勢。823 °C 為液相溫度，相對於 673 °C 的潤濕角減少了 90% (3.78°)，鋪展面積則成長了 192% (22.16 mm²)，呈現出

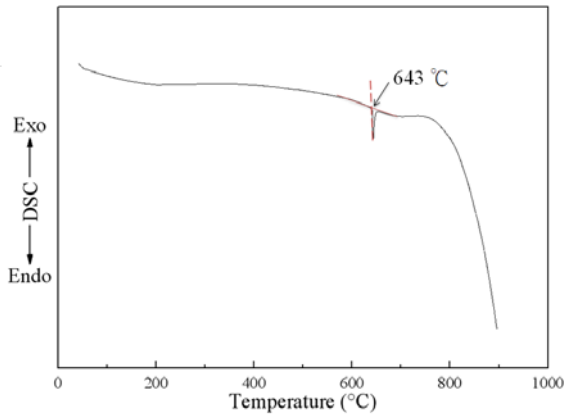


圖6. Cu-Ag-P 填充金屬之 DSC 曲線

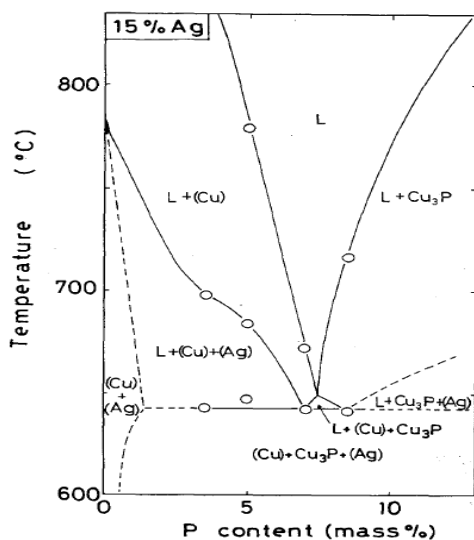


圖7. 在 15% 銀的 Cu-Ag-P 三元垂直剖面相圖 [22]

接觸角與鋪展面積皆優於液-固相共存區的任何條件。但是，所有條件的接觸角皆小於 90°，顯示填充金屬對於基材

均有良好的浸潤與附著的特性。

(三) 鐸道界面顯微組織觀察與分析

鐸件顯微組織主要分為中心與填角兩個部分，試片中心之組織隨著硬鐸溫度不同而改變，如圖 10 所示。試片兩端填角處則皆由細緻低熔點三元共晶組織所組成，如圖 11 所示。圖 10 為 673 °C ~ 823 °C 硬鐸之鐸道金相圖，所有金相圖皆無發現孔隙及其它雜質的缺陷。圖 10 (a) 發現鐸道的寬度約為 50 μm，幾乎與填充金屬的厚度相差無幾。隨著硬鐸溫度的提升，熔融區的寬度逐漸縮小，兩側擴散層有逐漸加寬的趨勢，顯示溫度的提高有助於鐸道和基材間的相互擴散效應。尤其，由圖 10 (d) 的 823 °C 鐸道金相圖更可以觀

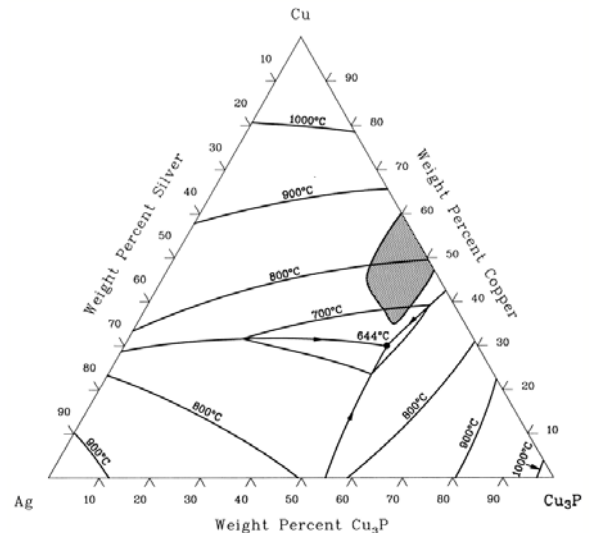


圖8. Cu-Ag-P 三元合金液相線平面圖 [15]

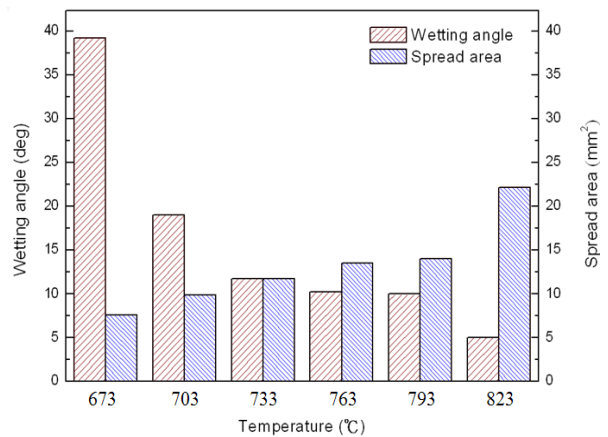
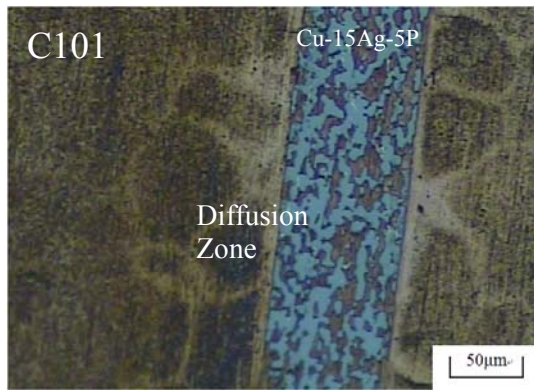
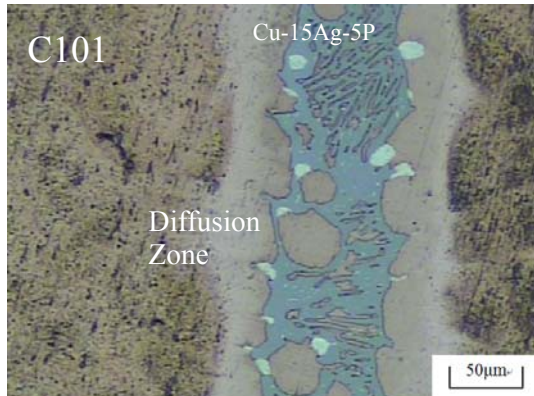


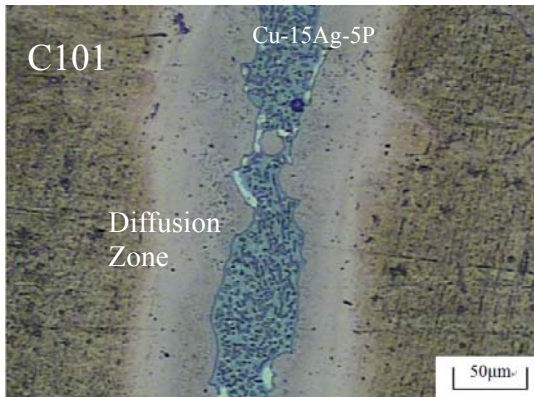
圖9. 接觸角量測與鋪展面積比較



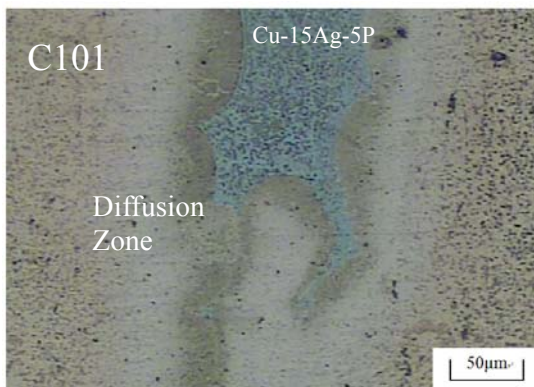
(a)



(b)



(c)



(d)

圖10. C101 鐸道金相圖：(a) 673°C；(b) 703°C；
(c) 793°C；(d) 823°C

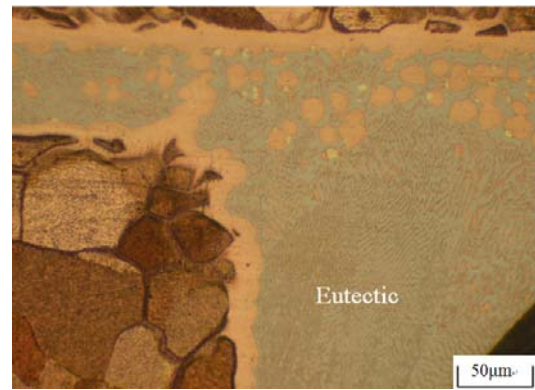


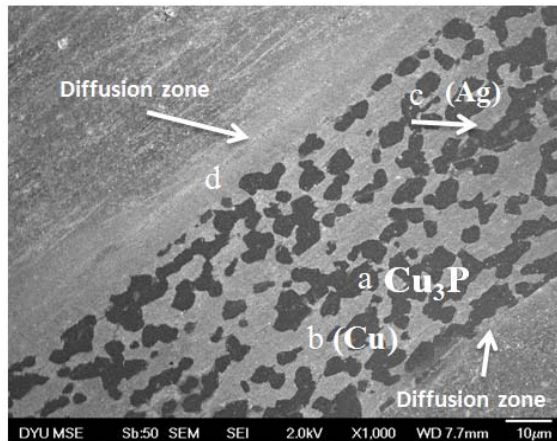
圖11. 673°C之填角金相圖

察到鐸道的填充金屬大部份均已擴散到基材，而呈現部份區域僅有擴散層的現象。然而，Cu-Ag-P 填充合金具有一低熔點三元共晶組織，當溫度高於熔點時先熔融的三元共晶成分則流動至填角處凝固堆積。

圖 12 為 673 °C 與 823 °C 鐸件的 SEM 觀察和 EDX 分析。經 EDX 分析顯示，a 為鐸道的黑色基底相，其成份為 Cu 與 P 以 1 : 3 的原子百分比所組成，研判應為 Cu_3P 相；b 為 Cu-rich 的飽和固溶體 (Solid Solution)；c 為 Ag-rich 的飽和固溶體，在該相內皆無磷的發現。由液-固相共存的硬鐸溫度 (673 °C) 發現，鐸道內的 Cu-rich 相 (Cu_3P) 較大，但較分散，如圖 12 (a) 所示。圖 12 (b) 為填充金屬為液態的 823 °C 鐸件，鐸道內的 Cu-rich 相 (Cu_3P) 較小，而比例上較多，以及分佈較均勻且緻密。然而，兩鐸件之鐸道與母材交界的外側 (d 點) 被偵測到均有填充金屬元的成份，可證明填充金屬與基材間確實存在有擴散之行爲。

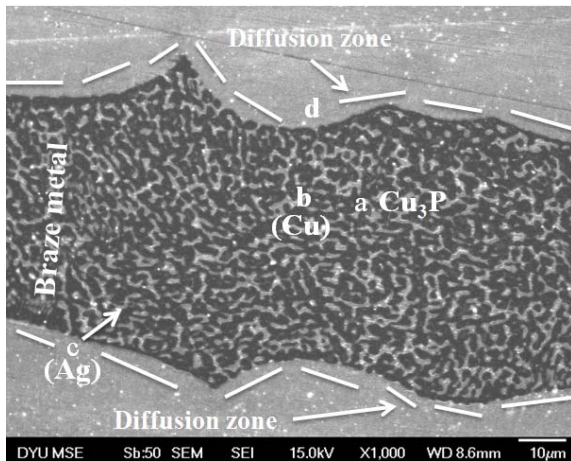
(四) 微硬度分佈

圖 13 為不同硬鐸溫度之硬度分佈圖。由圖中曲線發現，鐸道中間硬度值皆偏高，界面區與擴散層受到填充金屬的擴散使硬度值也略高於母材。673 °C 硬鐸溫度之鐸道有最高的硬度值 157.05 Hv，約為母材硬度值的 192%。而且，隨著硬鐸溫度的提高，鐸道的硬度值有逐漸下降的趨勢，並在 823 °C 之鐸道有最小的硬度值 94.81 Hv，約為母材硬度值的 80%。上述結果顯示，雖 673 °C 時已有部份的填充金屬熔融，擴散的效果仍不完全。隨著硬鐸溫度的提高，填充金屬的比例愈多，且因溫度升高使擴散效應亦愈益明顯，故鐸道硬度有下降的傾向。直到完全液化的 823 °C 硬鐸溫度，更是使硬度值驟降至 94.81 Hv，其硬度值僅降至稍高於母材。



Element, at%	Cu	Ag	P
a	75.49		24.51
b	94.67	2.39	2.94
c	16.81	83.19	
d	95.78	1.96	2.26

(a)



Element, at%	Cu	Ag	P
a	74.7		25.3
b	91.18	5.63	3.19
c	30.73	69.27	
d	92.96	3.68	3.36

(b)

圖12. C101 鋸道的 SEM/EDX 分析：(a) 673°C；
(b) 823°C

(五) 剪力拉伸試驗

為瞭解不同硬鋸溫度對於鋸件機械性質影響，以搭接試片進行拉伸的剪力試驗結果發現，無論搭接長度與鋸接溫度

等兩變數採不同條件，其破斷位置皆在母材，顯示其接頭強度皆大於 1mm 厚之 C101 無氧銅，試驗結果如表 2 所示。由於，硬鋸溫度均高於純銅的再結晶溫度 ($T_r \approx 0.4$) 以上，導致無氧銅板材退火軟化。拉剪試驗時母材較硬鋸接合處早達到降伏強度，造成產生塑性變形而破斷。接合處之母材受到填充金屬的擴散，雜質原子阻礙差排移動，使接合處降伏強度與最大抗拉強度皆優於母材。

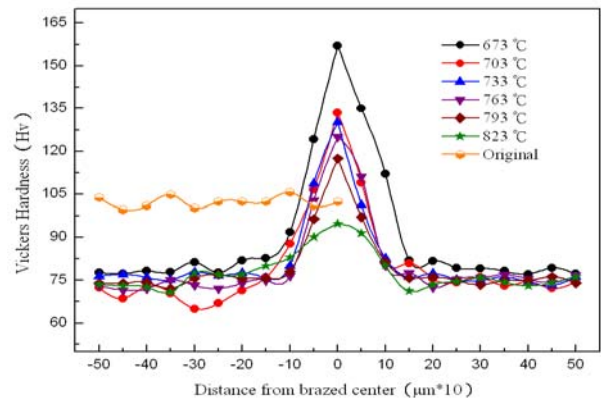


圖13. 不同硬鋸溫度之微硬度分佈圖

表 2. C101 搭接長度與硬鋸溫度拉伸試驗表

硬鋸溫度 (°C)	搭接長度	最大抗拉強度 (MPa)	破斷位置
673	2T	238	母材
	4T	224.9	
703	2T	263	母材
	4T	254.94	
733	2T	264	母材
	4T	255.73	
763	2T	263	母材
	4T	255.43	
793	2T	262.1	母材
	4T	256	
823	2T	266	母材
	4T	255	

表 3. 無氧銅經不同硬鋸熱循環之微電阻量測 (unit:mΩ)

Brazing Parameter	Max	Min	Average
Substrate	0	0	0
673 °C	0.13	0.04	0.07
703 °C	0.09	0.04	0.05
733 °C	0.09	0.04	0.05
763 °C	0.08	0.04	0.05
793 °C	0.09	0.04	0.06
823 °C	0.07	0.04	0.05

表 4. 電磁鋼片模擬不同硬鉚熱循環之微電阻量測
(unit: mΩ)

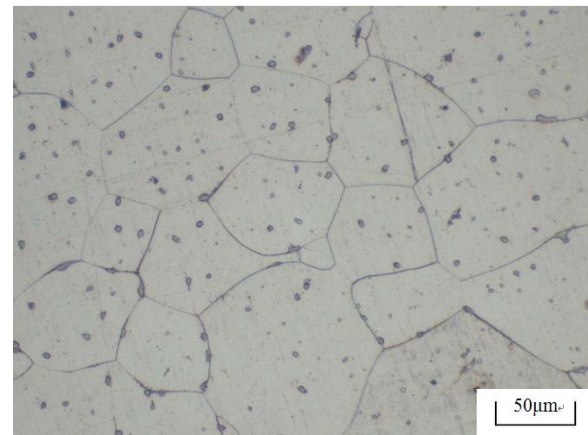
Brazing Parameter	Max	Min	Average
substrate	9.26	9.04	9.13
733 °C	8.91	8.79	8.84
823 °C	7.45	7.26	7.34

(六) 微電阻量測實驗

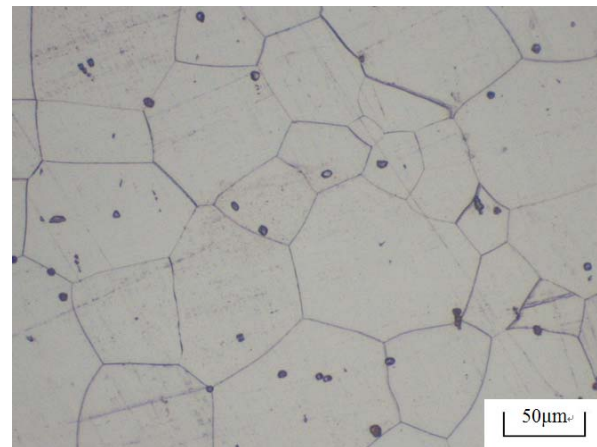
銅轉子品質之優劣取決於硬鉚接合的結果，倘若無氧銅受填充金屬的合金元素擴散，使電阻值過高則易有熔斷之危害。同時必須注意未鉚接之電磁鋼片受硬鉚溫度影響，是否已經改變原先的物理性質。表 3、表 4 為經不同硬鉚熱循環之鉚件與電磁鋼片電阻值量測，其結果顯示純銅未受到影響。然而，無氧銅經填充金屬披覆後電阻值均上升約 0.05~0.07 mΩ，表示硬鉚溫度影響甚小。電磁鋼片電阻值與渦流損失成反比[5]，因此電磁鋼片電阻值愈高越佳。以模擬硬鉚溫度高於 700°C 時，電磁鋼片的電阻值與原電磁鋼片接近，約為 8.84 mΩ，僅降低 0.03%。但是，以液相溫度 823°C 進行模擬時，其電阻值平均為 7.34mΩ，低於原電磁鋼片達 20%，研判係受到高溫熱影響，電磁鋼片發生二次再結晶與晶粒成長反應使晶粒變大(如圖 14 所示)，導致晶界面積變小，使電子移動阻礙變少而電阻下降。電磁鋼片電阻值愈高越佳。銅轉子之鐵芯係將電磁鋼片成疊而成，然而此一效果將被放大造成能源的損耗。

四、結論

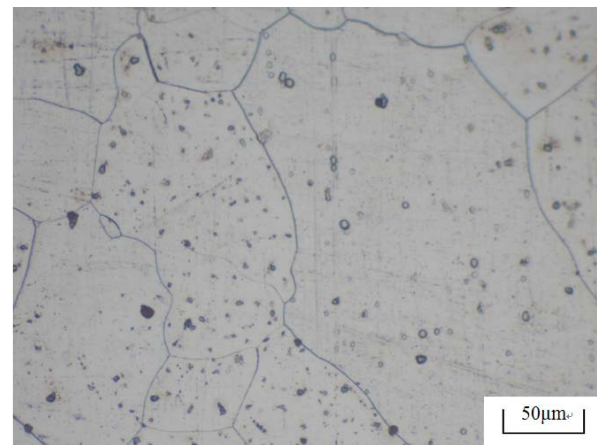
- (1) 經 DSC 量測與三元合金相圖分析顯示，Cu-15Ag-5P 合金的固相線為 643 °C，液相線則依文獻指出約為 800 °C，則液-固相共存區達到約 157 °C 的範圍。
- (2) 填充金屬對 C101 的接觸角度隨著溫度上升而下降，且在 673 °C 時有最大的接觸角 39.22°。由於，試驗溫度之接觸角皆小於 90°，顯示填充金屬對基材有良好的浸潤特性。隨著硬鉚溫度的提高，潤濕鋪展面積逐漸的擴大；而且，當硬鉚溫度轉變為液相線(823 °C)時，其面積的成長變為更加明顯。
- (3) 過低的低溫硬鉚，填充金屬幾乎止於原貌，鉚道間距即約為填片厚度，最先熔融的三元共晶組織則在試片兩側填角凝固。鉚道主要由黑色 Cu₃P 相、白色 Cu-rich 相



(a)



(b)



(c)

圖 14. 電磁鋼片不同熱循環金相圖：(a) 原母材；
(b) 733°C；(c) 823°C

及亮灰色 Ag-rich 相所構成。低溫鉚接時，白色 Cu-rich 相容易聚集在一起，且黑色 Cu₃P 相較為粗大；高溫鉚接時，黑色 Cu₃P 相較為細小且緻密分佈，比例上亦較多。在母材與鉚道界面區皆能發現填充金屬的合金元

素，顯示確實有擴散之行爲發生。

- (4) 填充金屬的擴散，使該區抵抗塑性變形能力，皆高於離鋸道較遠之母材。823 °C 硬鋸時，鋸道寬度最小且有最低硬度值 94.81 Hv。
- (5) 所有鋸件的剪力測試均在母材處破斷，顯示接合處之母材受到填充金屬的合金元素擴散使接合處的強度優於母材，可驗證本研究所設定的鋸接強度已達到。
- (6) 以 Cu-15Ag-5P 作為填充金屬時，硬鋸溫度對無氧銅的電阻值影響甚小，平均僅上升約 0.05~0.07 mΩ。評估硬鋸溫度對電磁鋼片的電阻值影響時，若於液—固相溫度硬鋸，則僅降低約 0.03%；若以液相溫度 823 °C 時，則造成電磁鋼片電阻值較原鋼片衰減約達 20%。然而，銅轉子之鐵芯係將電磁鋼片成疊而成，此效果將被放大而造成能源的損耗。

誌謝

在此特別感謝達鴻精工股份有限公司與同順精密工業股份有限公司對本研究在實驗材料的支援，以及相關馬達組裝概念與接合技術上的指導及協助。

參考文獻

1. 安德魯·丹尼爾·奧爾特·卡爾·哈羅·德藤奎斯·威廉一世·鮑迪奇 (民 89)，現代鋸接學 (龔伯康譯)，上冊，頁 150-183，財團法人徐氏文教基金會，台北。
2. 康基宏 (民 99)，高效鑄銅轉子感應馬達發展概況，電機月刊，20(8)，102-107。
3. 陳盛基、吳仲琪、粘鏡耀 (民 98)，燃油幫浦系統高效率銅轉子感應電機使用有限元素分析與實作驗證，科學與工程技術期刊，5(3)，21-28。
4. 管建銑、沈怡青、熊高鈺、陳俊榮 (2009)，不銹鋼與無氧銅之真空硬鋸研究，真空科技，22(4)，35-36。
5. 蕭一清、黃議興、陳宗榮 (民 99)，電動車驅動馬達用電磁鋼片開發，鑛冶，54(2)，47-53。
6. ASTM Standard B224-10(2010) *Standard Classification of Coppers*, ASTM International, West Conshohocken, PA.
7. Boglietti, A. and A. Cavagnino. (2007) Energetic considerations about the use of cast copper squirrel cage induction motors. The 33rd Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society, Taipei.
8. Brush, Jr. E. F., S. P. Midson, W. G. Walkington, D. T. Peters and J. G. Cowie (2003) Porosity control in copper rotor die castings. North American Die Casting Association, Congress, Indianapolis, IN.
9. Caron, R. N. (2001) *Copper alloys: properties and applications*, *Encyclopedia of Materials: Science and Technology*, 2nd Ed., 1665-1668. Elsevier Ltd, Oxford.
10. Cowie, J. G., D. T. Peters, E. F. Brush, and S. P. Midson, (2001) Materials & modifications to die cast the copper conductors of the induction motor rotor. *Die Casting Engineer*. 38-46.
11. Dai, W. (2012) Torch brazing 3003 aluminum alloy with Zn—Al filler metal. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 22(1), 30-35.
12. Finley, W. R. and M. M. Hodowanec (2001) Selection of copper versus aluminum rotors for induction motors. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 37(6), 1563-1573.
13. Hosford, W. F. (2005) *Alloys: Copper*, *Encyclopedia of Condensed Matter Physics*, 24-45. Elsevier, Oxford.
14. Hu, Y. N., T. W. Jiang and D. Y. Dwang (2011) Approach on gas brazing technology for a thick short-circuit ring used in an explosion-proof motor with cooper-bar rotor. *Electric Explosion Protection*, 46(2), 23-24.
15. Jacobson, D. M. and G. Humpston (2005) *Silver-Copper, Principles of Brazing*, 51-52, ASM International, Materials Park, OH.
16. Ji, H. G., M. Y. Li, Y. F. Lu and C. Q. Wang (2012) Mechanical properties and microstructures of hybrid ultrasonic resistance brazing of WC-Co/BeCu. *Journal of Materials Processing Technology*, 212(9), 1885-1891.
17. Li, X. D. (2011) Application of medium-frequency brazing technology to rotor end ring and bar of motor. *Explosion-proof Electric Machine*, 46(2), 40-42.
18. Li, Z. H. (2008) End to end joint sleeves of rotor changing flame brazing to medium frequency induction brazing. *Electric Welding Machine*, 38(1), 68-70.
19. Peters, D. T., J. G. Cowie, E. F. Brush, Jr. and S. P. Midson (2003) *Die-Cast copper motor rotors: die materials and process considerations for economical copper rotor production*, *Energy Efficiency in Motor Driven Systems*, Ed. 128-135, Springer-Verlag, NY.
20. Schwartz, M. M. (1978) Brazing. In: *Welding Handbook*, 2, 7th Ed, 370, W. H. Kearns, Ed. American Welding Society,

- Miami.
21. Schwartz, M. M. (2003) *Elements of the Brazing Process, Brazing*, 2nd Ed, 23-32. ASM International, Materials Park, OH.
 22. Takemoto, T., I. Okamoto and J. Matsumura (1987) Phase diagrams of Cu-Ag-P and Cu-Sn-P ternary brazing filler metals : copper phosphorus brazing filler metals with Low melting temperature-report II (Materials, Metallurgy & Weldability). *Transactions of JWRI*, 16(2), 301-307.
 23. Wang, Y. D., W. Q. Shi, Y. T. Hu and X. Bo (2003) Making an investigation in the technological method of the medium-frequency induction braze welding of the rotor copper bar and end-ring for the AC and DC motor. *Large Electric Machine and Hydraulic Turbine*, 11(1), 5-7.
 24. Zhang, X. Z. (2010) Study of the copper die-cast rotor of single phase induction motors. *Small and Special Electrical Machines*, 38(12), 31-33.
 25. Zhou, Y. (2004) *34 Soldering and Brazing, Smithells Metals Reference Book*, 8nd Ed, 1-22. Butterworth-Heinemann, Oxford.

收件：102.04.10 修正：102.06.10 接受：102.07.26