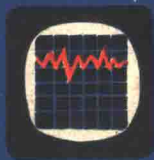




锅炉测试技术



电站锅炉行业技术情报组

上海锅炉厂研究所

目 录

锅炉测试技术最近发展概况	(1)
立管式炉膛热流的研究	(19)
热流的简易测定法	(32)
过热器管壁温度测量	(40)
锅炉蒸发管金属温度的测量及酸洗标准	(47)
嵌入水冷壁管的辐射温度计	(60)
用电接触法测量煤粉流量	(68)
利用放射性同位素测量管道中的煤粉浓度	(74)
锅炉炉膛中的黑度与积灰的吸热性能	(83)
用氩跟踪测量大型锅炉漏风	(89)
红外线气体分析器	(97)
蒸馏油燃烧烟气中碳浓度测定(第一部分)	(114)
残渣油燃烧烟气中碳浓度测定(第二部分)	(120)
新型积灰取样器	(126)
一种值得使用的氧气测量系统	(133)
燃油锅炉机械未完全燃烧损失 g_4 的确定	(138)
蒸汽含量的电阻和电容测量法	(144)
测定蒸汽含氢量的简易方法	(155)
瞬时温度测量	(165)

锅炉测试技术最近发展概况

现代大型锅炉的有关测试仪表所包括的测量范围是很广泛的，有时是十分复杂的。这些测试仪表可以分成三大类(图1)，即研究、试验与运行，而运行又可以根据其主要的的作用再行划分为：例如锅炉运行、提高效率或者防止意外停炉等类别。

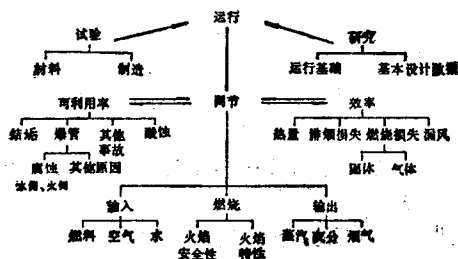


图1 锅炉测试技术的有关领域

图中，单箭头表示原来是用于试验或研究的仪表，而一旦有价值时，可以在运行中并用。双箭头表示主要是通过调节锅炉而获得的较佳的效率和可用率(即设备可以利用的时间比例)。

许多锅炉的测量简单，采用普通的仪表就行了，不需多作考虑。然而，近几年来另外还有些测量产生了许多新观点、新技术，提出了不少问题，因而1969年10月由英国物理学会、物理协会和电力中心试验室莱瑟黑德(Leatherhead)联合举办召开了一次会议，为这些新发展的提出和讨论提供了一个极好机会。

由于时间有限，会议不可能很全面；而且在这有限的篇幅内只能限于综述会议上所提出的论文，并简述其背景。

调 节

煤粉位 用于制备煤粉的球磨机的运行并不严格取决于粉位的高低，但是过满了会产生堵塞现象，当燃烧器内少煤时，磨损会增大，如果球磨

机内空了的话，则有发生爆炸的危险。长期以来，运行人员根据所产生的噪音来估计球磨机满溢的程度，虽然根据噪音概念已经发展了一种具体的系统，但是没有在电站方面大量推广使用。有关声波控制方面的研究，D. Tonge 曾作了叙述(4)*。

在频率大于1~2千赫芝时，声级随着球磨机内干煤量的增加而平稳地下降，因而可以在给煤机的操作中，配置一个简易的控制系统。用一防护装置来防止外界的噪音干扰是不困难的。

问题可能产生于湿的煤。模拟试验表明假若球磨机内煤的含水量上升至6%左右，则声级会因为煤粘附于球磨机壁而增大。在实际运行时，这就会导致过满。球磨机出口温度可用来作为高水份值的警报信号。

煤的特性 燃料输入的测量最好应该包括质量流速和发热量的测量，相对地说，这两者对于燃油锅炉很简单而对于燃煤锅炉却是个很困难的问题。虽然曾考虑过许多办法用连续量热计监察热值(Levy 1969)或者测定有关参数如灰分等(见，例如，Mitchie 和 Roughton 1968)，但是始终没有找到满意的方法。

煤粉粒度也是很重要的，因为煤粉粒度过大可能引起不完全燃烧和管子的积灰，而过细则浪费磨煤机功率。但是值得注意的是粉粒细度的分配不能以单一的参数来说明。在筛孔谱的大直径一端(留在200号筛上的百分比)的一小部分细度常常视为最重要的特性。在任何细度筛分新技术得到广泛推广使用之前，须注意是否测到了最有用的数量。

由于燃烧器间的燃料平均分配是获得良好的火焰形状、有效燃烧和防止结渣的一个重要因素，所以对质量流速的测量，特别是对悬浮状态下的煤粉测量，长期以来是作为提高煤粉锅炉效率的重要条件。煤粉流量计在使锅炉启动和运行中保持平衡工况是非常起作用的。另一些应用包括磨煤机动态研究和锅炉效率的测定。有几种测试仪表取得了某种程度的进展并已有所报道(Stephens, Glass and Westcott 1962, 未出版, Sasiadek and Teisseyre 1968)，在会议上介绍了三篇。这些测试仪表中有两种是采用文丘利管原理的，叫做环形文氏管(图2)，它具有对上游气流扰动不敏感的优点。要测量煤粉流量，必须测出喉部进口处的压差和总压差(ΔP 和 ΔP_2)的值。正如 Graczyk 最早提出的那样(1961)：对于一定的文丘利管装置， $\Delta P_1/\Delta P_2$ (原文为 $\Delta P_1/\Delta P_1$ 有误——译注)仅仅是煤粉浓度的函数，

* ()参阅所附的会议论文目录；下同。

而流速则也可取决于这些相同压差的另一函数。因此气体和固体颗粒的质量流速都可以求出来。实际上 在煤粉炉通常的细度范围内, 读数与混合粉粒的细度没有关系。

R. Somerset(1) 主要研究了影响仪表校准的有关因素, 特别是中心元件的几何形状、支承件的作用以及中心锥体的位置, 以及在高度浸蚀情况下的仪表寿命这一实际问题。若采取适当的预防措施, 仪表寿命可达一年。Somerset 得出结论: 将中心锥体尽量放前, 则可获得较高的灵敏度, 他建议采用一种中间环形段可以省去, 并在锥体结合处只有一个支承件的新结构。

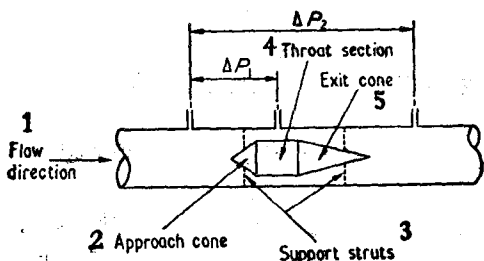


图2 环形文氏管

1-气流方向; 2-接触锥; 3-支承件; 4-喉部; 5-出口锥。

在第二篇论文中, Prasher(2) 阐述了一种同时测量流量和细度的测试仪表, 仍然采用环形文氏管, 细度按有关的参数, 即粉粒表面积而定, 表面积的求法是采用 Guyton 于 1946 年提出的原理即采用一对电绝缘的空间充电荷的栅极。在上游的栅极上充以数千伏电压, 下游栅极所收集的电荷与通过的煤粉总表面积成正比, 电荷由接地的微安表测得。由于流速可以单独测得, 故比表面积可以用简单的除法计算而得。目前, 这种栅极装于文氏管的喉部, 并以小型计算机直接读出流量及比表面积, 其设计精度为 $\pm 5\%$ 。

这一装置在实验室试验完成后, 正在工业部门用一根直径为 390 毫米的管子做长期实验, 有迹象表明, 由于浸蚀损坏的缘故, 将栅极从喉部的高速区移至管子的全截面上是必要的。

另一些测量煤粉流量和细度的方法是如 Parkinson(3) 所述的那样用超声波测速仪测定流速而用 β 射线吸收仪测定浓度。用一台模拟计算机直接给出流速, 煤粉浓度、温度和质量流的数值, 据称测质量流的精度为

±3%。

粒度组分仪是为了监视煤粉粒度是否“超尺寸”而开发的。它是将一块具有压电晶片的探针置于通道中与煤粉流相接触，每颗撞击晶片的粉粒会产生一个脉冲；其振幅与粉粒的动量成正比。流速用超声波测速仪测定以致可以从脉冲的振幅来推出粉粒的重量。仪器把超过整定振幅值的脉冲数记录下来，大于90微米粉粒的粒度分配可以照整定振幅值的变化而求得。质量流量计和粒度组分仪都尚处于工业性试验阶段。

综上所述，显然在这些仪表用于日常工作以前尚有大量工作需做。诚然，他们代表着测试仪表领域里的显著进展并必将有可能作多方面的应用，特别是在科研工作和工厂研究方面的应用。

空气和水 空气和给水本身的测量是无可非议的，这里主要的问题是测量锅炉汽包的水位。

至今用肉眼观察锅炉水位仍是个法定的要求，但是这种水位表对于大型高压锅炉来说有着很大的局限性。汽包内水和水位表的温差可以引起较大的“密度”误差(约等于150毫米)；有时，保护水位表的云母层损坏得很快(寿命约为2000小时)，遥控显示需要用电视机，而且警报或调节装置又很缺乏。

为了解决上述问题，Hasler和Martin(15)发明了一种叫做“Hydrastep”的多级装置，目前已经获准以替代直观水位的方法。

该法是利用水和蒸汽间的电阻率之差别，如图3所示。在100~360℃温度范围内，它们相差至少100倍。正如普通水位表一样，在汽水联通管上装有一只水位筒，但是其尺寸的大小应能使“密度”误差降至25毫米左右。沿水位筒垂直方向布置有一系列电极，每个电极分别与各电子线路相连以确定不同高度水位是水还是其它。每个电极控制一只红灯或者一只绿灯，用以表示水或蒸汽。

这种设计观点是整个系统即使出了事故，监视水位的系统也仍然可以工作：交流电极电路由分隔的电源来馈给，因此一条线路出了事故只产生一级误差，典型的为25毫米。其余的信息多余度则由有关的检波器、逻辑电路和相应的转换显示灯之间的接头单独相连。在电平指示值矛盾时，逻辑电路则显示加倍。由于一般总是只装有两只或两只以上的仪表，信息多余度可能会扩展，如有一种四只仪表的多级装置，它可以用分隔的水位筒的罩壳电极在交流或同一电平时进行多次比较。

这种多级装置经历了30,000多小时的运行考验,其单个水位筒的故障期平均为4,000多小时,没有一次故障对指示的安全性具有危害性。

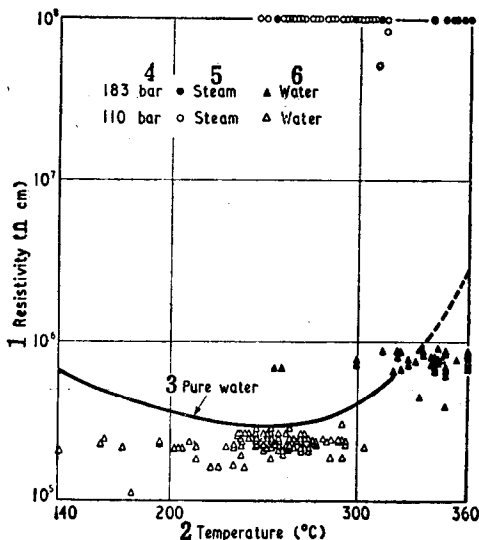


图3 不同温度时的炉水电阻率

1-电阻率; 2-温度; 3-纯水; 4-巴; 5-蒸汽; 6-水。

燃 烧

火焰及安全 燃烧的基本要求在于建立或者保持稳定的火焰,因为甚至简单的点火失败都容易产生严重的爆炸事故。对锅炉安全和火焰监察装置, Featham等和Prior于1961年、Coykendal于1964年(未出版)曾做了大量的工作。Burt和Zawadski于1968年采用了闭路电视对直接观察做了进一步工作。然而,尚没有一个自动控制装置获得好评,至少是对燃煤锅炉的自控装置而言。因此,会议没有这方面的论文。

空气-燃料比 其次重要的是空气-燃料比的适量控制。大型锅炉一般都是用烟气中的含氧量作为调节参数的。烟气是以一组(通常为1~4只)探针在锅炉管道内取样,混合流流经一台顺磁式氧量分析仪。

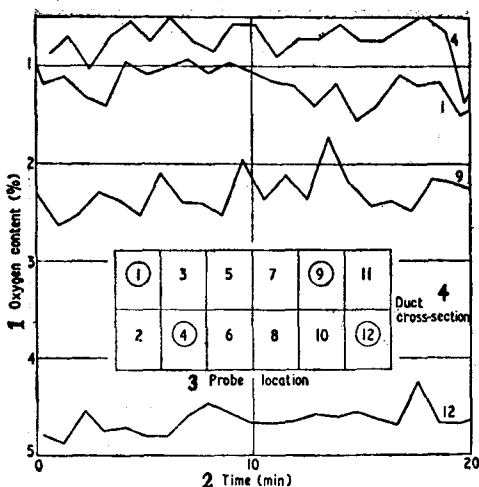


图4 锅炉管道中的气体分层情况

1-含氧量; 2-时间(分); 3-探针位置; 4-管道截面。

鉴于大管道(典型的是 12米^2)存在着较严重的分层现象(stratification), 如何使取样更有代表性, 长期来是个引人思索的问题, 现在由Ounsted(11) 阐述的一种有用的新技术得到解决了。他设计了一种可以依次连续和单独的取样装置, 例如 12 只探针依次进行并且送入标准顺磁式分析仪(经稍微改进) 然后变换至分析和记录, 每取一个样只需 5 秒钟。对这种设备进行的调查清楚地表明了其范围和气体分层的稳定性, 如图 4 中是在 5×10 米管道上, 用 12 只探针作试验所选得的曲线。因此必须强调在分析任何大型锅炉的烟气组成前应进行仔细调查。

本研究成果中有价值的副产品是发现氧量浓度与特殊燃烧器或燃烧器排列的燃烧工况有关。因此, 提出了单一燃烧控制的可能性。这对于大型锅炉必须在低过量空气时运行以防空气预热器酸腐蚀的情况特别有用。

测定氧量的另一种仪表是由 Cutler 和 Raask(19) 提出的, 它包括一只固态电化学电池, 电池是由经石灰稳定化了的锆管, 内外均有铂极组成(图 5)。含有一定氧量浓度的参考烟气由管子中心的环形通道中流过。在温度大于 800°K 时, 锆具有可观的离子电导率, 并按下式于电极间产生了一个电

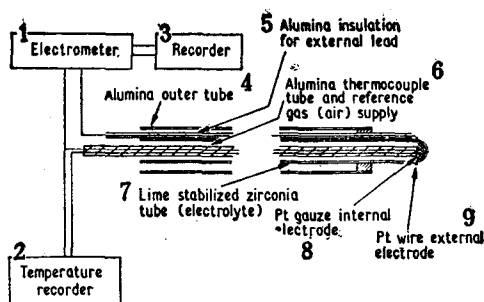


图5 固体锆电介氧元件

- 1-毫伏计；2-温度记录仪；3-记录仪；4-氧化铝外管套；
5-外引线的氧化铝绝缘层；6-铝热电偶管及参考烟气(空气)；
7-锆管(电介质)；8-铂网内电极；9-铂丝外电极。

动势：

$$E = 4.96 \times 10^{-5} T \cdot \lg(P/P_0)$$

式中 T 为绝对温度 $^{\circ}\text{K}$ ，而 P 和 P_0 为测量和参考烟气中氧的分压。

这种元件反应迅速，可测量浓度的范围广泛，并具有另一优点即电动势可直接用来调节燃烧空气。

由于必需在很低的过量空气值以下运行，使得 Anson(10) 对燃烧控制的设想进行了研究并提出建议：在这种情况下， Co 应比 O_2 更成为一个首要的控制参数。氧量值并不是燃烧时所有的氧的指示，因为漏入少量空气就可能造成比例失调的大误差。相反地， Co 含量则受漏进空气的影响甚少，对于一定的装置，它与系统状态下烟气中的氢气、焦碳和灰垢也是有关系的。如果对 Co 和氧气都进行测定，他们之间的关系会把装置的工况都指示出来，而有助于保持高性能。这样，自动保证了 SO_2 值低至实用数值，因此尽量减少了锅炉冷端的酸腐蚀问题。

这种有意义的提议，与 Ounsted 的成果一起，为改进和完善现有的燃烧控制技术提供巨大的可能。

出 力

蒸汽 精确地测量相当大股的蒸汽流的方法，只是近来才有可能：见 1969 年 Gardner 和 Young 的著作。蒸汽出力的测定，从试验目的来说，

通常是用孔板测定给水来推断而得的。其它与蒸汽有关的测试仪表问题是蒸汽品质的测量和锅炉携带水的测定，但是对于这一课题，除了偶尔提及到以外，没有进行讨论过。

飞灰和烟气 要达到最高效率、可利用率以及减少大气污染的需要，致使对锅炉的“废”输出——飞灰和烟气进行严格控制。为了保持高效率飞灰中未燃烬碳宜保持在允许水平上(通常为2%以下)，曾作过许多尝试发展一种在线操作使用的测试仪表来监视这种损失(Soltan和Rapson于1964年写过文章,未出版。而Denoyers和Roy, Starnes和Clark以及Popov和Titov均于1965年有过研究)。Roughton和Cockram(5)现在正在为此而研究一种测试仪表，其原理是用一热态沸腾床，将空气中灰分的试样连续燃烧以使之完全燃烧而无灰熔，含碳量由燃烧气体中CO₂含量而得。

曾生产了一种试验性监视器，它是由一只φ10厘米的不锈钢反应器组成，反应器外面加热并装上一只多孔陶瓷筐。沸腾床层靠用10~25升/分的风量来产生适当的过量使之保持在45厘米厚，飞灰给入量约为10克/分。所产生的CO₂用普通的红外烟气分析仪测得。

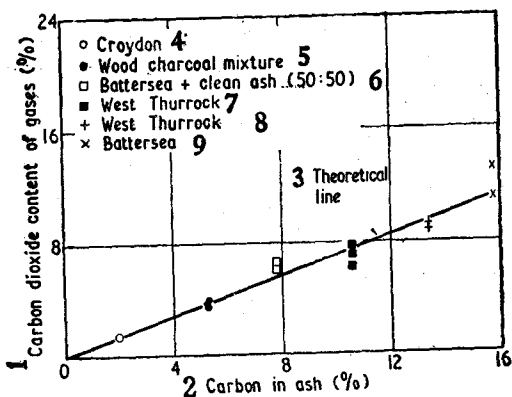


图6 飞灰中含碳量监视器的特性

- 1-烟气中CO₂含量(%); 2-飞灰中的含碳量(%); 3-理论线;
 4-克劳伊顿煤; 5-木炭混合物; 6-巴特西+洁净灰(50:50)
 7-西索洛克煤; 8-西索洛克煤; 9-巴特西煤。

系统的实验室试验在床温为700~850°下进行,是采用电站中4~20%

含碳量的各种飞灰做的。由试验结果而见：温度为 770~800℃ 时的燃烧最完全。测试仪表的精度为 ±1% (含碳量)。如图 6 所示，读数与其它电站所得的飞灰作过比较。

虽然说相当大比例的飞灰由机械除尘器或者静电除尘器从烟气中除掉了，但是仍有必要对飞灰尘粒进行监视作为防止误操作的措施。长期来一直采用光学测烟计，但是总有“漂移”现象，而且对较小的粒子过分敏感。Luca 和 Snowsill 于 1970 年撰文叙述了一种自校核排烟密度的装置来克服“漂移”问题。同时还搞了一台特殊式样的烟气粗粒监视器(参阅 Crosse、Lucas 和 Snowsill 于 1967 年和 1964 年的论文)。

另一种必须减少的污染物是 SO₂，它会引引起酸腐蚀和空气预热器堵灰，而且也是一种会引起烟囱外面不清洁的污染危害物。有时采用特殊的露点仪来估计烟气中 SO₂ 的含量 (Flint 在 1948 年、Corbett、Flint 和 Littlejohn 于 1952 年曾发表过文章)，现在已经发展了一种自动记录仪，但目前这方面消息几乎没有报道过。Jackson 介绍了一种适用于工业环境的远方操作的自控化学测试仪表^[18]，其操作原理是在如水样的异丙醇溶液中吸收 SO₂，硫离子与氯冉酸酐反应而氯冉酸离子由光电计来测定。应用范围为 0.02~250ppm，英国中央电力局 (CEGB) 的锅炉在正常的运行工况下则为 0.1~3ppm。

爆 管

热应力 过热器管必须避免金属温度过高以防止不适宜的热应变和孕育机械破坏事故。新的锅炉过热器都装有热电偶以便于测定有代表性管子的温度。但如何安装好测点则是锅炉测试领域里多年来的难题。法国电力公司将热电偶置于蒸汽管内并插入管壁上的钻孔内可能是精确而寿命长的较好方法，但是需要熟练的技术而且价格昂贵。Crawford 和 Virr 在论文 (6) 和 (7) 中所阐述的外置法如操作仔细的话可以获得良好的精确度和合理的使用寿命。

过热器和再热器集箱也可能受热应力而遭到破坏，Procter 和 Mitchell (8) 对于高温应变片的最新发展作了叙述，对于这一问题的研究是颇有益的 (也可见 1968 年 David、Procter 和 Mitchell 的著作)。最普通的装置即将镍铬应变片置于垫片上，然后点焊至被研究的部位，它只能在应变和温度的开始几个循环以后才获得可靠的结果。采用另一种方法来取而代之

可能可以解决这一问题——以差示热电偶补偿胶接的 Pt-W 应变片温度。

水侧腐蚀 锅炉管子的水侧腐蚀是爆管的主要原因，因此必须严格控制给水纯度，某些杂质的浓度必须真正地保持在相当低的水平。以氯离子为例，几台现代大型锅炉推荐采用自动监视给水，防止氯离子超过 $120\mu\text{g l}^{-1}$ 。

Torrance(16) 介绍了一种适用的监视装置，范围为 $0\sim 150\mu\text{g l}^{-1}$ 。其原理如下：氯化银电极的电位与其周围溶液中的含氯量通过氯化银的溶解度乘积成一定的关系。

锅炉水样和酸缓冲剂按一定的比例以两导体间的比例配合泵进行混合。经缓冲后的水样在进入电位计电极以前，通过一台热交换器，其温度可以控制在 $\pm 0.1^\circ\text{C}$ 左右。电位计电极由一根氯化银管状电极和一根恒电位的硫酸汞对比电极(作为参考标准)组成。对电极电动势进行了监视并按线性校验图表与炉水含氯量成一定关系。结果，其标准误差为 $\pm 3\mu\text{g l}^{-1}$ 而其反应时间(90%左右)则少于 5 分钟。

尽管锅炉腐蚀过程是复杂的，但 Ashford, Castle 和 Masterson 确信他们已经掌握了有关基本机理(见 Masterson, Castle 和 Mann 于 1969 年发表的文章)：他们致力于一种错综复杂的新型测试仪表，它是专为评定在任何给定部位或锅炉部位情况下，炉水的潜在腐蚀性(17)。问题在于钢材表面的腐蚀在水质较差的离子浓度中实际上是难以检测出来的。现在知道，当表面所覆盖的多孔颗粒层上，好象在管内壁的氧化层一样地产生沸腾现象时，盐浓度可以大大地增加，这样就使腐蚀程度大幅度增加。在腐蚀度的监视器中，这一浓度增加机理已结合应用在一只试验性的电池元件中，而且预先形成了沉淀物。电池元件的容积仅 30 立方厘米，但是却能使锅炉任何位置，在正常压力和温度下，进行热通量和沉淀层厚度的模拟试验。腐蚀率由从电池元件而流出来的水中的含氢量来监视，可以产生一种信号。这种信号可以被用来改变进入电池元件的水的成份。此种仪表目前尚处于发展阶段。

火侧腐蚀和积灰 管外积灰和火侧腐蚀造成机组可用率的降低是大量著作涉及的研究课题。虽然主要问题在化学方面，但是除了各种测定腐蚀或沉淀率的探讨之外，对于测试仪表开发得很少(只是 Kear, Anson 在 1959 年以及 Jackson 和 Raask 于 1961 年发表了一些文章)。

漏气 如果只有一根锅炉管子漏汽而检测不出来的话，就会迅速造成侵蚀邻近管子以致破损。因此，正在探索解决的办法。曾经对 Taylor 和

Nairne(23)所提出的声波技术进行了讨论,并且对压力为 6.34MNm^{-2} 和温度为 480°C 时,在从特殊喷口($\phi 0.8\sim 6.4$ 毫米)喷出的蒸汽流的不同距离上测定了声压级和频率特性。将这些与周围噪音相比的结果示于图7。可以得到一些能否测得一定泄漏的指示。由泄漏而产生的噪音,在这种情况下,在10米距离上、偏离轴向1米处测得。

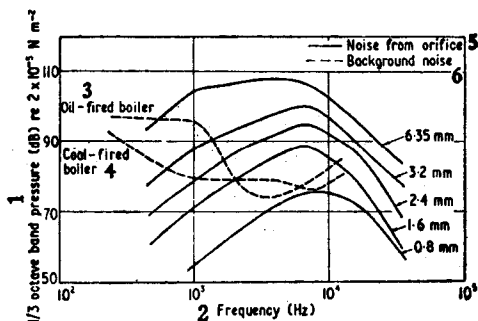


图7

1- $\frac{1}{3}$ 八度音频率带声压(分贝)表示 2×10^{-5} 牛顿·米⁻² 2-频率 赫兹
3-燃油锅炉 4-燃油锅炉 5-来自喷口的噪音 6-环境噪音

为了完善这一成果,计划对炉膛中的声衰减进行研究以致可以预测出一种特殊传声器的泄漏灵敏度。

Bincer(22)提出了一种示踪技术以取而代之。他认为在锅炉某一部分不断地慢慢注入氙化水并能精确、按时地和烟气取样相配合,这种设计观点是行得通的,但主要涉及到操作经验问题。

漏水 少量水漏进快中子反应堆的钠加热锅炉可能引起邻近管子迅速爆管,从而钠水激烈地起反应。为了防止这种现象,需要有一种保护装置来操纵隔离阀。

Horn和Hayes(20)研究了影响检测装置的选择和性能的因素。较好的方法是将泄漏位置处所产生的氢气泡收集进一只特殊气袋,因热扩散膜隔开并用改进型导热析气计进行检测,它能检测氢气的分压至 10^{-4} 毫米水柱。装置可以设计成总反应时间在一分钟以下。在讨论研究中,建议采用质谱仪替代鉴频器,实际上Lannou在1967年已经作了报道。

效 率

要对效率测定进行详细讨论的范围太广泛了，但是值得指出，由于缺乏必要精度和（或）反应时间的测试仪表，锅炉效率的测定则至少需要六小时的试验期和大量人员。从锅炉最佳化角度来说是太慢了，而且浪费人力。目前已经对为此目的而改进测试仪表予以重视。

特性的基本公式是： $\text{输出} = \text{输入} - \text{损失}$

因此，效率（输出/输入）可以根据上述所测得的三个变量中的任意二个而确定。输入的测量问题已经简述过了，至少可足以说明为什么在现阶段电站实践中，“输出和损失”是可取的变量。在各主要的损失中，灰分中的含碳量已经在未燃烬的烟气损失和因烟囱排气显热而产生的损失，即排烟损失中加以考虑。未燃烬烟气损失，主要是指 CO，当然可以用烟气分析法来测定。测定排烟损失问题主要是确定大量的有关烟气流，这不可能从输入的燃烧空气量来估计得准确，因为还有从锅炉炉墙漏过的风量。这样的泄漏可引起很大的效率损失。

漏 风 Read 和 Umpleby⁽¹¹⁾于会议上提出了如何有效地测定漏风（亦可用于测定排烟损失）的论文。将一定已知量的氦气引入到进风口处，沿着锅炉系统各个不同点不断地进行稀释，然后产生相应量的漏风，用一通常用于示踪真空泄漏的简单频谱仪，但须改装成能产生定量指示，就可有效地作为鉴谱器，可达到百万分之五。一般来说漏风可测到 2%（通过锅炉的烟气流不足的情况下），但须小心注意混淆示踪。由于要求漏风达到“零”，但往往却高达 30%，故目前技术水平决定了锅炉特性尚有大大改善的余地。

试 验 及 研 究

对用于锅炉材料及制造，特别是无损探伤时检验焊缝和管件的一些新仪表作了介绍。在 1969 年有 Turner 等人提出的“超声波圆环（ultrasonic bracelet）”，Pulfer 于同年提出的用微型照相机进行直接射线照相，或者采用 Wetherley 于 1968 年建议的电视机，它可直接伸入管内对内部作光学检查。1968 年，物理展览会曾展出一种评定水侧腐蚀的方法，即先把管子加热一会，当冷却时用红外照相机观察，腐蚀痕迹随着不同的冷却速度而显现出来。

火焰及热流的研究 火焰的科学测量——对于燃烧的基础研究或者炉膛模化的研究本身就是一种研究的对象也包含着广泛范围测量的问题,包括温度、黑度、热流、烟气流速、粒子和灰的浓度以及烟气分析等。除了烟气分析以外,会上只介绍了两种与这一领域有关的测试仪表。

一种是由 Wilkinson 和 Slaney(9) 介绍,用于测定局部火焰亮度的辐射式高温计,其灵敏度高,但价格昂贵。可以用热敏电阻测热器的透镜把辐射聚焦成 1° 的夹角。灰尘不是用排尘窗口,而是用氮气连续清洗高温计罩壳的方法予以排除。这种仪表用于对试验炉煤粉燃烧火焰的研究,可能还要进一步发展使之适于工业锅炉。

第二种仪表是 Virr(7) 提出的热流计,价廉而简易,可以大量装在锅炉炉膛管子上以获得瞬时的热流值及其型谱。它是由一只内装差示热电偶系统的特殊形状的“垫块”来测得通过热流的热阻的温差。近年来, Northover 和 Hitchcock 以及 Anson 和 Godridge 为了达到同样目的在 1967 年介绍了另外两种热流计。对于这种仪表的结果评判,特别是在通常情况下积灰不一样而且又不知道其厚度时,是有些困难的 (Morgan 于 1966 年发表的文章),因此可能还需进一步研究以建立一种完善的合格标准。

水速 现代火力或原子能电站锅炉的水流系统往往是十分复杂的。要使各通道能得到设计流速,对于锅炉的理想运行和高的可用率是极需要的。Termeat 曾撰文例举过(12),近来 Vogel 也论述了对 Dodewaard 和 Holland 原子能电站的 5 万瓩沸水堆下降管内流速的测定。这种流动决定了堆芯的冷却,并且是计算中子流“型”、汽水空间和堆芯区域热强度的重要因素。Bentley 和 Dawson 于 1966 年, Ashton 和 Bentley 于 1968 年提出采用对水温波动进行瞬时分析测定,根据交叉关系求出数值的方法。在下降管的各个不同的轴向及径向位置处布置有三十对 $\phi 0.5$ 毫米,外面包有鞘壳的热电偶。经过滤波和放大后,信号馈给至单极偶合乘积检波器 (a polarity coincidence correlator),然后把输出记录了下来。由结果可见,除了总回流以外,径向和轴向的速度场都可求得。估计其测量精度为 $\pm 5\%$ 。

Wratten 及其同事生产了一种不伸入管子内部就可测定管内流速的新型轻便仪表(13)。这种方法是根据热瞬变法将管子外表面小块区域暂时升温,然后使之冷却。对两个预定温度间的冷却时间作了测定,这样得到的“冷却时间”可以由恰当的刻度变换成流速。在现在的试验装置中,冷却时

间是用一只带有仪表指示的电子计时器来测定的。这种仪表最初是用于检测蒸发器和新造好的锅炉过热器的堵塞的是颇有效的。因为它可允许流量测定的再现性达士10%左右。显然,它在流量分配方面另有许多应用,而且不局限于锅炉,也在工业装置上应用。目前,可能正在对带负荷时锅炉水循环系统的测试仪表进行研究。

双相流体系统的空隙 最后,必须谈一下, Miller 和 Mitchie 在 1970 年发表的适于研究双相流体组成比例的光-电子探针(14)。以前大多数拾波是采用电气的,但是由新探针来的一次信号却是光学的,它是根据两相流体折射率不同的原理制成的。由石英-碘灯发出的光沿着光导纤维传至一根锥端面成直角的玻璃锥棒($\phi 2 \sim 0.3$ 毫米)。该玻璃的折射率为 1.62,当外界工质的折射率为 1.15 时,其结果是反射全部在内部进行。然后,当反射回另一光导纤维到光电晶体管时,变化则很大。当简单电路用以指示总时间的分数,而那时的光强大于所选择的临界值,应选择恰当临界值,比如为最大灯光信号的 10%。这可以与探针接触泡沫时的时间分数成方程式,由此产生了空隙百分率。另一种方法是采用检查光电晶体管所发出的脉冲形状,以便将塞状流和膜状流与普通泡状流区别开来。

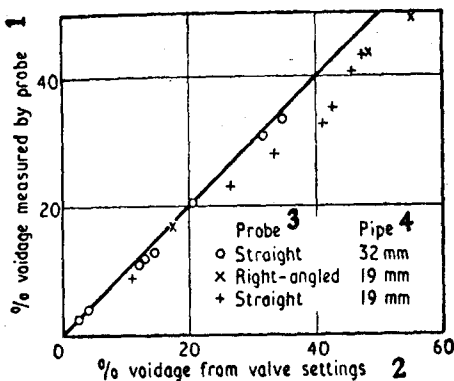


图8 探针测出的平均空隙与所配阀门法的空隙比较
 1-探针测出的空隙(%); 2-由阀门配件而产生的空隙(%);
 3-探针 4-管子 o-直的 x-直角的 +-直的

多次校核证实了图 8 所示的空隙百分率的计算值，该值系指表面水速为 1 米/秒时的数值。它表明在 $\phi 1$ 毫米的泡沫以 3 米/秒速度流动时，光灵敏度没有达到。同时，由一系列电影显微照相可以表明探针由于表面张力作用，需要一定时间才能渗入泡沫，但不会引起很大的误差。

该方法是在室温时用水中的空气而发展出来的。应用于高温汽水混合物，则需采用耐热探针。将三氧化二铝针尖焊于钛管的探针颇有前途，可以耐温 300℃ 以上。

结 论 本文主要阐述燃化石燃料大型电站锅炉用的测试仪表。可能有人会认为：由于原子能发电迅速发展，这些技术可以被淘汰。这种讲法有其对的方面，但也必须认识到，至少在英国，即使今后不再订购燃煤锅炉，目前正制造和建造的锅炉至少可延长二十五年，那时如此巨大的耗煤量将超过当前电站的总耗煤量，因此从获得锅炉运行的最大效率和可用率来考虑，还是颇有益的。

(上锅厂研究所方健译自《Combustion》1971 年 7 月)

会议论文目录

- (1) 煤粉流量测定用环形文丘里管的发展

R. Somerset, CEGB

- (2) 煤粉流量和粒度测定的联合装置

Prasher, Babcock & Wilcox

- (3) 煤粉流量计和粒度粗分仪

M. J. Parkinson, BCURA

- (4) 声波控制的钢球磨煤机内的煤位

D. Tonge, MEL

- (5) 新型的飞灰含碳量在线监视装置

Roughton & P. R. Cockram, CERL

- (6) 过热器管壁测量

J. N Crawford, Babcock & Wilcox

- (7) 50 万千瓦机组锅炉试运行时的测试技术和数据分析方法的推荐

M. J. Virr, John Thompson

- (8) 锅炉集箱热应力的测定
Mitchell, BNL
- (9) 用于煤粉燃烧研究的改进型辐射式高温计
J. K. Wilkinson & R. R. Slaney, BCURA
- (10) 用 CO 作为控制燃烧的参数
D. Anson, MEL
- (11) 电站烟气快速多测点氧量分析仪
D. Ounsted, CEGB, Portishead
- (12) 热电偶信号的互相关系对核电站反应堆压力壳内的速度测量
K. P. Termeat, GKN, Arnhem
- (13) 接触式流量计
R. C. Wratten, and J. E. Roughton
- (14) 测定水-汽双相系统中局部空隙的探针
N. Miller & R. E. Mitchie, APC, Hounslow
- (15) 多级装置——一种替代锅炉玻璃水位表的仪表系统
E. F. Hasler & R. E. Martin, CERL
- (16) 炉水含氯量的连续监视
K. T. Torrance, CERL, Leatherhead
- (17) 炉水腐蚀率测量仪
J. H. Ashford, J. E. H. G. Masterson
- (18) SO₂ 的自动监视装置
P. J. Jackson, MEL
- (19) 测定烟气中氧量的电位计
A. J. B. Cutler & E. Raask, CERL
- (20) 钠冷堆锅炉的泄漏测定
G. Horn & D. T. Hayes, BNL
- (21) 测定锅炉漏气的氮示踪法
A. W. Read & P. A. Umpleby, CEGB
- (22) 同位素检测漏汽的现实性
H. Bincer, Babcock & Wilcox
- (23) 声波技术检测锅炉带负荷时漏汽的可能性
R. L. Taylor & P. J. Nairne, CEGB

参 考 文 献

- [1] Anson, D. 1959, "J. Inst. Fuel", 32 10-4
- [2] Anson, D, and Godridge, A. M., 1967, "J. Sci. Instrum.", 44 541-4
- [3] Benkwitz, H. 1966 "Mitt. V. G. B. 103 264-9
- [4] Bentley, P. G. and Dawson, P. G. D., 1966 "Tran. Soc. Instrum". Technol. 18 183-93
- [5] Burt, L. S. and Zawadski, S. J. 1968, "Power Engng" 72 45
- [6] Corbett, P. J., Flint, D., and Littlejohn, R. F, 1952, "J. Inst. Fuel" 25 246
- [7] Crosse, P. A. E., Lucas, D. H. and Snowsill, W. L., 1961, "Air Water Pollut. Int. J." 4 212-24
- [8] Crosse, P. A., Lucas, D. H., and Snowsill, W. L., 1964 "CERL Laboratory Note" RD/L/N 83/64
- [9] Denoyers, J. and Roy, J., 1965, "Rev Gen. Thermique" 41 553-7
- [10] David, T. J., 1968, "Strain" 4 (No. 3) 4-8
- [11] Featham, A. E., Simpkin, L. J. and Wanless, J. W., 1961, "Proc. 4th Natn. Symp. on Power Instrumentation, Instrum. Soc. Am." 117-30
- [12] Flint, D. 1948, "Inst. J. Fuel" 21 248
- [13] Garder, B. R. and Young, L., "CERL Laboratory Report" RD/L/R 1356
- [14] Graczyk, C., 1961 "Biuletyn Osrodka Pomiarowi Automatyki" 4 1-5 (See also Acta Imeko II Budapest)
- [15] Guyton, A. C., 1946, "J. Ind. Hyg. Toxic." 28, 133-41
- [16] Jackson, P. J. and Raask, E., 1961, "J. Inst Fuel" 34 275-80
- [17] Kear, R. W. 1959, "J. Inst. Fuel" 32 267-73
- [18] Lannou, L., 1967, "Bulletin de la Direction de Etudes et

Recherches" Series A No. 4 161-85

- [19] Levy, A., 1969, "Proc. Inst. Elect. Engrs. 116 No. 7 1274
- [20] Lucas, D. H. and Snowsill, W. L., 1970 "CERL Laboratory Report RD/L/R 1643
- [21] J. E. Roughton and B. E. Noltingk
- [22] Masterson, H. G., Castle, J. E. and Mann, G. M. W., 1969, Chem. Ind. 36 1261-6
- [23] Miller, N, and Mitchie, R. E., 1970 in "J. Brit. Nucl. Energy Soc." 9 in the press
- [24] Mitchie, R. E. and Roughton, J. E., 1968, "J. Inst. Fuel" 41 484-7
- [25] Morgan, E. S., 1966 "Proc. Inst. Mech. Engrs." 180 220
- [26] Northover, E. W. and Hitchcock, J. A., 1967, "J. Sci. Instrum" 44 371-7
- [27] Popov, K. N. and Titov, Y. N., 1965 Izv. Vuz. Energetika 8 74-8
- [28] Prior, P. R., 1961, "Instrum. Pract." 15 726-30
- [29] Procter, E. and Mitchell, D. H., 1968 "Strain" 4 30-5
- [30] Pulfer, R. F. 1968, "CEGB Report" SSD/SW/M 225
- [31] Sasiadek, M. and Teisseys, M. 1968. "Rev. Gen. Thermique" No. 75 267-79
- [32] Starnes, P. E. and Clark, J. W. G. 1965, "Symp. on Radioisotope Instruments in industrial and Geophysics." Warsaw, Paper No. SM-68/41 (Vienna: IAEA)
- [33] Turner, D. H. Elliot, B. L., James, K. and Thomson, P., 1969 "Ultrasonics for Industry" (Guildford: Iliffe) pp.51-5
- [34] Wetherley, D. E. 1968 "CEGB Report" SSD/SE/RR 23/68
- [35] Wilson, A. L. 1969 "Chem. Ind." 36 1253-60

立管式炉膛热流的研究*

为了判断工业炉膛传热的性能，创造了一种热流计，可以分别地确定辐射传热和对流传热。从表计读数可变换为沿管壁分布情况的数据。将此结果与燃烧侧热平衡相比较相差在±10%以内。用了这种热流计，发现炉管热流分布是不均匀的。为了度量不均匀的热流分布，采用了一个所谓不均匀系数——即最大热流与平均热流的比例。在一实物尺寸的试验炉中，曾找出其不均匀系数在2.6至3.8之间。其中包含了沿管子周界的不均匀热分布系数为1.8。

所用符号：

C = 常数

D = 直径

h = 传热系数

N_u = 努谢尔特准则

p = 节距

q = 热流

R = 混合系数

R_e = 雷诺准则

S = 不均匀系数

T = 温度

γ = 气流方向与热流计测量面上垂直线之间的角度

ϵ = 黑度

λ = 导热系数

σ = 绝对黑体辐射常数(= 4.88×10^{-8} 大卡/米² 小时^{°K})

注角符号：

$a. s$ = 空气膜

max = 最大

* 本文为化学工程师学会和燃料学会 1970 年 1 月在伦敦联合举办的“加热炉和燃烧式加热器设计与运行的进展”讨论会上的论文。作者为：C. J. 霍根道尔恩；C. M. 巴林金；W. R. 道瑞斯泰恩。

av = 平均	$meas$ = 量得的
$c. g.$ = 燃烧气体	$m. f.$ = 热流量测量面
$conv$ = 对流	$rad.$ = 辐射
$corr$ = 修正	t = 管子
$c. w.$ = 冷却水	tot = 全部

引言

通常用假定的炉膛平均温度来计算工业炉的传热性能。这样就可能预计传给炉膛管子的平均热流。由于炉子常常仅从一端燃烧，可以设想炉膛中管子承受的实际热流，在近燃烧器处高些而在离燃烧器较远处则低些。

在工业炉中，由于流经管子的工质有过热的危险因而使最大热流受到限制。最大允许的热流值决定于工质的类型和管中的情况。

通常最大的数值定为基于实际经验所允许的平均热流。但是，对于不同的炉膛与燃烧器型式，虽然其平均热流值一样，其最大局部热流可能不一样。所以对于一个良好的设计必需准确知道热流分布的情况。

因此促使我们发展一种用于实际炉膛的热流计。它使获得炉膛热流分布的清晰概念成为可能。我们用了几年的时间收集了 BIPM 型立式炉膛的热流分布的资料。

热流计的原理和应用

所发展的热流计(HFM 基本上是传导型。详细说明见文献 2、3)。它包括一个封闭的圆筒形管子，直径为 25.4 毫米。在其一端装有测量元件。元件包括一个铜盘(图 1)与一铜体，而用中空的低碳钢圆筒分开。涂以黑色的铜盘暴露于燃气；铜体用水冷却，于是在铜盘与铜体间产生温度差，而圆筒作为热阻，温度差以热电偶测之。经过在一黑体炉中校准可得出热流与热电偶输出量之间的关系。也可以决定测量表面的温度。

热流计的测量元件四周有隙缝(图 2)，空气由此隙缝放出去，吸热表面与热的燃气间形成空气膜。空气膜有两个作用。

- 1) 为了消除对流的热流使可能单独得出辐射热流。
- 2) 排除测量面上烟灰及其他物质。

隙缝的准确尺寸——图 2 中的 α 与 b ——曾通过试验确定。约需 40 米³/时的空气量。

热流计是荷兰杜克(Duiker)仪表厂的产品。热流计直径小，使用方

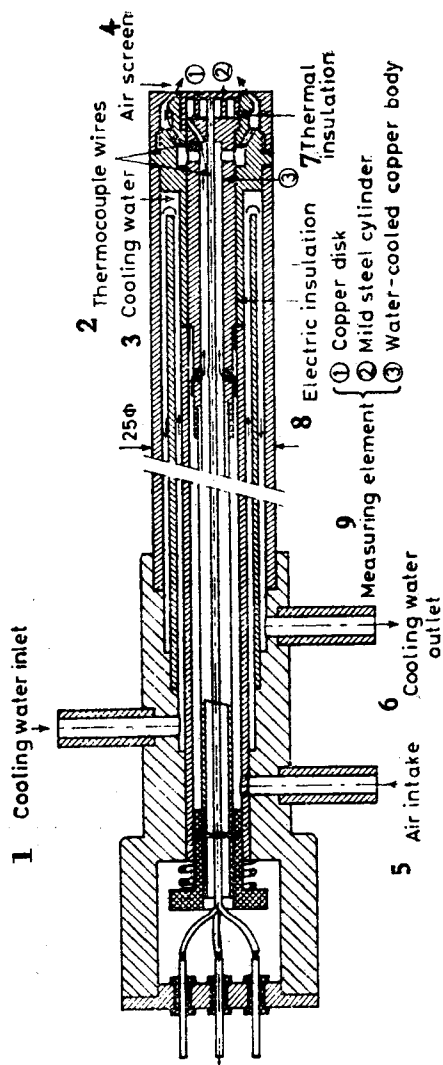


图1 热流计

- 1-冷却水进口; 2-热电偶丝; 3-冷却水; 4-空气膜; 5-空气进口; 6-冷却水出口;
 7-热电偶; 8-电绝缘; 9-测量元件; ①铜盘 ②低炭钢圆筒 ③水冷却铜体

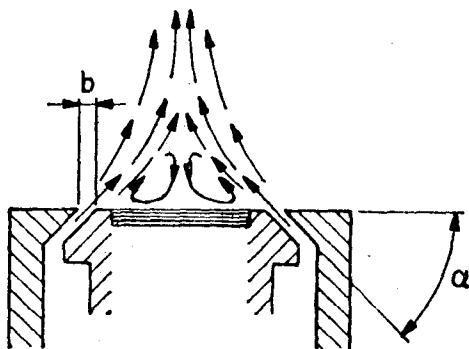


图2 在热流计测量面前空气膜的形成

便,能通过 35 毫米的孔插入炉膛,从而使测量面暴露在位于炉管间的火焰中。试验时仅需仪表、空气和水(0.3 米³/时)。

因此仪表需测两个数据,一个是用空气膜的,一个是不用空气膜的。不用空气膜时,表上量出全部热流(q_{tot})

$$q_{tot} = q_{rad} + q_{conv} \quad (1)$$

用空气膜时,量出的热流 q_{meas} 减去修正项,可得辐射热流

$$q_{rad} = q_{meas} - q_{corr} \quad (2)$$

之所以需要修正就是因为即使用了空气膜还是存在一定的对流热流。

$$q_{corr} = h_{a.s.}(T_{a.s.} - T_{m.j}) \quad (3)$$

$$T_{a.s.} = RT_{c.g.} + T_{c.w} \quad (4)$$

$$T_{m.j} = T_{c.w} + C_{q_{meas}} \quad (5)$$

式中:

$h_{a.s.}$ = 对测量面的传热系数:作者所用的特殊热流计在带有一固定的气膜空气流量情况下约为 0.2×10^5 大卡/米²·时℃

R = 混合系数;对此热流计为 0.05

C = 仪表常数。对此热流计为 9×10^{-4} ℃·米²·小时/大卡

当辐射热流在 $50 \times 10^5 \sim 150 \times 10^5$ 大卡/米²·时范围内,公式(2)的修正项约为辐射热流的 10%。

测量读数转换为管子的热流

传给管子面向火焰部分的辐射热流与对流热流可分别由热流计测得

的，读数计算出来。

a) 辐射热传导

热流计接受的辐射热一般比相应位置管子接受的为高。这是因为管子温度较高和黑度较低。在考虑到管壁的反射与再辐射修正后得：

$$q_{rad,t} = \epsilon_t (q_{rad,m} - \sigma T_t^4) \quad (6)$$

b) 对流热交换

传给热流计的对流热流为：

$$q_{conv,m} = h_m (T_{c.g} - T_{m.f}) \quad (7)$$

而对于管子的对流热流为：

$$q_{conv,t} = h_t (T_{c.g} - T_t) \quad (8)$$

为了换算对流热流，我们必须知道对于热流计和管子的对流传热系数 (h_m 和 h_t)，这些与燃气流的速度和方向有关。

对于热流计，我们从一已知的热空气射流的试验中推算出

$$Nu_m = 0.086 Re_m^{0.8}$$

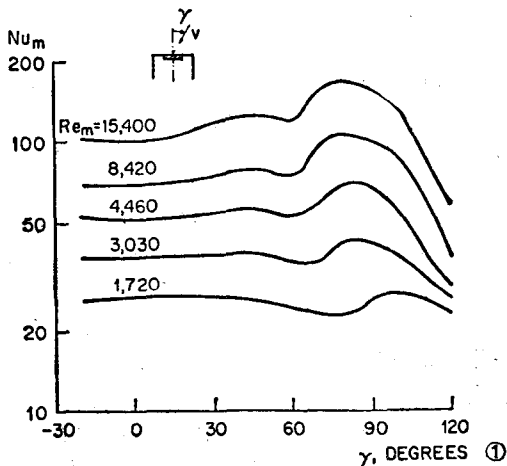


图3 随 γ 角度而变冲刷热流计的热烟气来的强制对流传热，在5%左右的扰流状态下测量

①一度

公式 (9) 是一个近似关系式，适用于气流方向与测量面垂直线间的角度从 60° 到 100° 。这个范围包括了在炉膛中最常遇到的角度。角度对公

式(9)的影响示于图3,从此图中如角度已知,则可以更准确地求出 Nu_i 。

对于管子的传热系数,也有相仿的关系:

$$Nu_i = 0.067 \cdot Re_i^{0.72} \quad (10)$$

公式(10)也代表了炉膛中出现的不同方向气流的平均关系。这公式系从文献数据及风洞模型试验中推出。

将公式(9)及(10)和我们热流计的尺寸相结合,得出:

$$h_i = 0.261 D_i^{-0.28} \cdot h_m^{0.9} \quad (11)$$

如量得气体温度 $T_{g,i}$ 可从公式(7)中求得 h_m , 从公式(11)和公式(8)可算出对管子的对流热量。在一般情况下这样转换不如辐射热流计准确。但是作者在试验中发现炉膛中对流热流仅为辐射热流的5~15%。

热平衡

当在炉膛中许多位置测量热流时,其综合的结果可与燃气投入的热量相比。我们发现它们的差在5~15%。这可能是由于:

- a) 热流中对流部分数据不准确。
- b) 用来汇总所用的测量点数目不够。
- c) 燃烧方面数据不够精确。

我们认为由于(a)和(b)的原因,热流计不应作为精确地测定投入热量的工具,而对测定局部热流则是足够准确的。

热流的分布

1. 试验条件:

为了获得热流分布最有系统的数据,我们在一实物尺寸的试验炉中进行了测定。在炉中(图4)管子沿炉壁垂直排列。燃烧器可置于炉底或炉顶。排烟相应地在炉顶或炉底。

我们用了两个燃烧器,位于长方形截面上,图4a所示用了两种型式的燃烧器。一种是标准压力通风燃烧器(图4b),所需燃烧压力按设计为200毫米水柱以下。使用这种基于漩涡射流原理的燃烧器,燃烧主要是在炉膛内进行,产生发光火焰(图5)。另一种燃烧器是一个专用的高强度燃烧器,LMV燃烧器。其燃烧空气压力约为400至500毫米水柱,燃烧过程在一燃烧小室内进行,产生高温不发光火焰气体送入炉膛。燃油时烧3500秒雷德伍德一号燃料油,用压力喷嘴雾化。使用气体燃料时,可经中心或经由环形孔通入。

试验炉是用在管中循环的油来冷却的。管壁温度为300℃到400℃。油

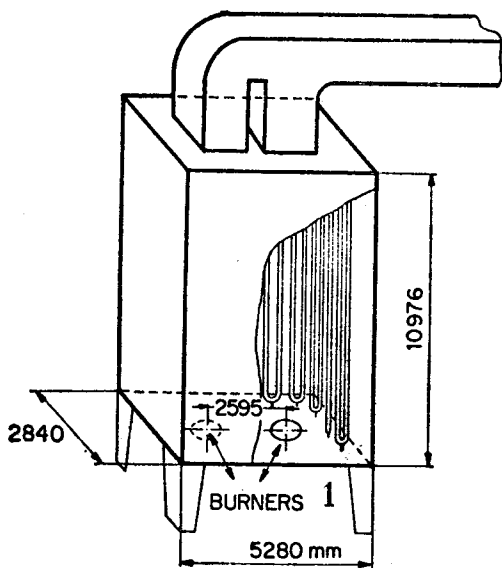


图 4a 炉膛的主要尺寸, 毫米
1-燃烧器

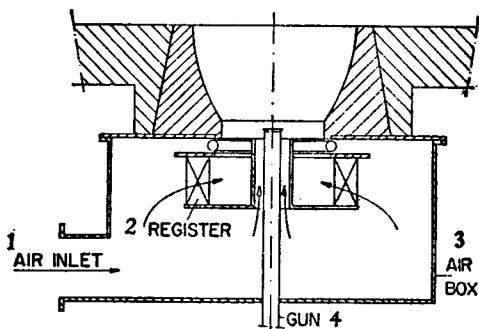


图 4b 标准(卢奈特)燃烧器
1-空气进口; 2-调风器; 3-空气箱; 4-油枪。

在外部用一组空气冷却器来冷却。



图5 使用标准燃烧器的典型燃油火焰，耗油量600公斤/时、过剩空气35%

2. 热流分布的不平衡性:

炉管热流分布的不均匀性是由于三个主要方面造成:

- a) 管子四周热流分布的不均匀性。
- b) 沿炉墙水平方向热流分布的不均匀性。
- c) 沿炉墙垂直方向热流分布的不均匀性。

总的均匀性可以用一个因数表示:

$$S = q_{max}/q_{av}$$

式中 q_{max} 为最大热流值, q_{av} 为平均值(基于热负荷)。在管子沿着平的炉墙布置的炉膛中, 其节距 p 为管子直径 D_t 的两倍时, 所取得的最小的不均匀性 $S \approx 1.8$ 。这是由于(a)项的四周分布的不均匀性引起的, 其数值示于图6。最大的数据发生在面对火焰的管子四周处(图6A)。

在水平方向的热流分布是与截面的几何尺寸和燃烧器的位置有关。在历次试验中求得的一个典型分布如图7, 最高的热流正好在燃烧器对面。可以看出其分布不是完全对称的。它实际上反映了炉膛中火焰位置不是对称的。

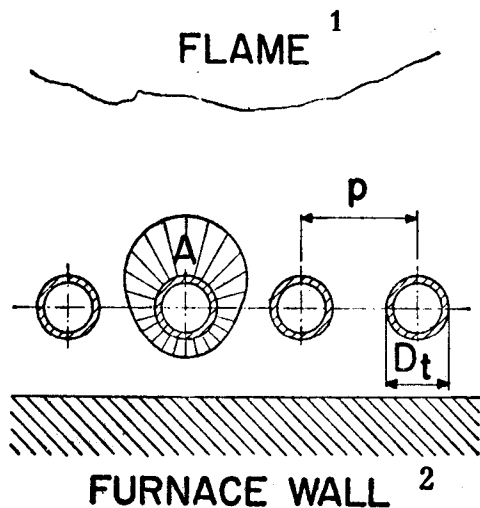


图6 管子沿耐火炉壁布置时其四周热流分布
1-火焰; 2-炉墙。

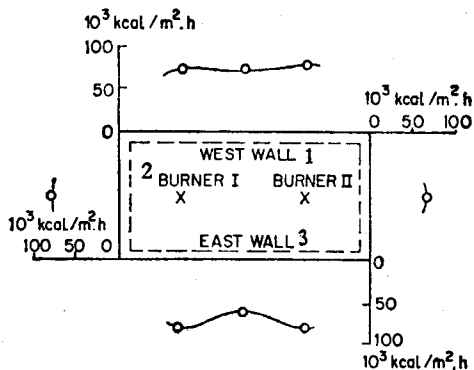
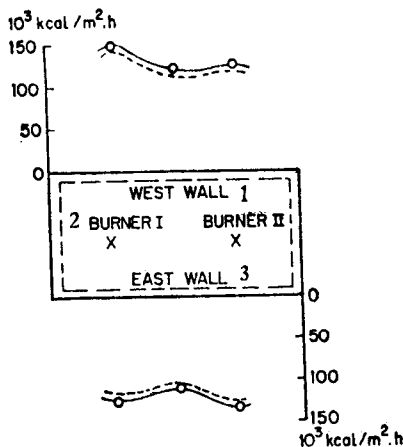


图7(a) 每只燃烧器燃烧700公斤/时燃气时,在4.45*米高处水平截面的热流分布

* 原文为 445 米, 疑误——编注。



(b) 每只燃烧器燃烧760公斤/时燃油时,在2.6*米高处水平截面的热流分布
1-西墙; 2-燃烧器; 3-东墙

对一根正好面对燃烧器的管子(图8)可以看出燃油时最大的热流发生在靠近燃烧器的1.5米高处,在同一燃烧器口,燃气分布就均匀得多,其最大值离燃烧器出口更远一些,约为5.5米。

燃油与气的区别肯定是由于含灰的燃油火焰当离开燃烧器出口时具有较高的黑度,而燃气的火焰黑度随着离开燃烧器出口距离增加和 H_2O 、 CO_2 形成以及火焰直径的增大而同时提高。

立式炉膛的燃烧器可放在底部或顶部而以对面为烟气出口。对于标准燃烧器图9示以这两种情况垂直方向热流的分布。很明显,在同样燃烧器负荷的情况下从顶部燃烧时最大的热流要高些。从顶部燃烧时曲线也与从底部燃烧时稍有不同:在高燃烧器2.5米以上的距离处其热流曲线斜度较小。这大概是由于浮力的作用。在正常情况下火焰气体从燃烧器喷射出来将混入周围的燃烧气体,这就在炉膛中引起再循环的流动,而具有较低于火焰气体的温度。在顶部燃烧情况下浮力将抵消射流的混入作用,而在底部燃烧情况下则促进射流的混入作用,因此在顶部燃烧气体的混合较少,因而温度的降低也比较缓慢。

* 原文为260米,疑误——编注。

1 FUEL	2 LOAD kg/h	AVG. HEAT FLUX, 3 $10^3 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h}$
● OIL 4	764	35.6
▲ GAS 5	700	35.6

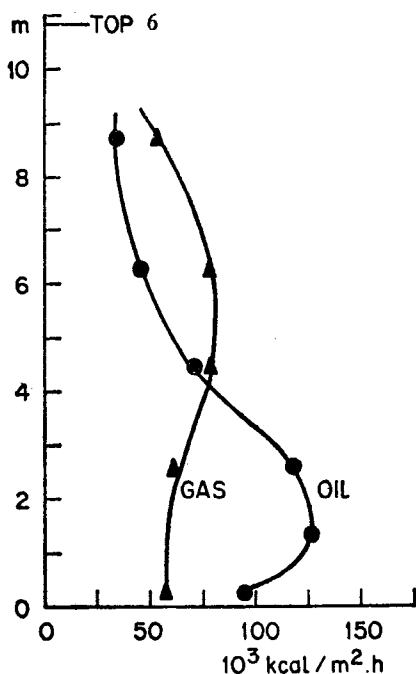


图8 标准燃烧器在底部时，燃油或燃气，在垂直方向的热流分布

1-燃料； 2-负荷，公斤/时； 3-平均热流量， 10^3 大卡/米²时；
4-油； 5-气； 6-顶部。

由于最大的不均匀性是燃油火焰的开始部分具有高的黑度，我们曾试图避免这种情况而使用高强度的燃烧室。在炉膛顶部使用这种燃烧室后所取得的结果示于图9。同在顶部使用标准燃烧器的情况相比其最大热流降低了很多。

全部热流分布

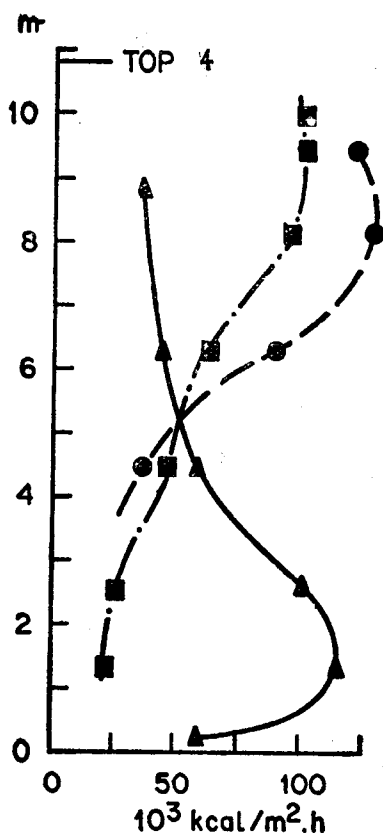


图9 使用标准燃烧器和高强度燃烧室时之比较 燃油600公斤/时, 过剩空气11%

▲-标准燃烧器底部; ●-标准燃烧器顶部; ■-高强度燃烧室顶部; TOP-顶部。
 $10^3 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{h}$ —— 10^3 大卡/米²·时

从测得的结果,藉助于不同情况所得的不均匀因数 S , 可以作出比较。

对全部热流分布最大的影响是当对比烧油与烧气时发现的。标准燃烧器装在炉膛底部,燃油时的 S 为 62.5 而燃气时为 2.5 (见表 1, 第 1, 2 行)。应再度着重指出, 在这种炉膛中, 不均匀系数总是大于 1.8, 这个数据是

由于管子四周热流分布不均匀而产生的。上述燃油时的 S 为3.5，说明不均匀性正好增加了一倍。这正是一般发光火焰所达到的情况。在燃气时火焰是很透明的，因而造成较低的 S 值，为2.5。

表 1. 不均匀系数数据

	1	2	3	4	5
燃烧器	2×标准	2×标准	2×标准	2×标准	2×燃烧室
位置	底部	底部	顶部	顶部	顶部
燃料	油	气	油	气	油
负荷(公斤/时)	612	599	602	601	598
过量空气(%)	14	9	9	10	11
平均热负荷(大卡/米 ² 时)	32.7×10^5	33.5×10^5	36.1×10^5	37.2×10^5	35.8×10^5
最大热负荷(大卡/米 ² 时)	116×10^5	84.0×10^5	87.0×10^5	95.0×10^5	105×10^5
不均匀系数	3.6	2.5	3.8	2.6	2.9

就 S 值来说，在顶部燃烧和底部燃烧区别不大，这可以从表1中看出：比较1行和3行，2行和4行。

从燃气火焰 S 值较低这一点可以预料到透明的不均匀因数是小的。在高强度燃烧室中进行烧油的试验也证明了这一点。油的火焰限制在于燃烧室之内而仅有不发光气体进入炉膛。不均匀系数大致与燃气时间：表1第4、第5行。

结 论

一台用于实物尺寸的炉膛而容易操作的热流计已创制出来。所量的总热流和辐射热流可以转换为对于管子的辐射和对流传热。

热流计曾广泛用于确定立式炉膛中热流分布。它们的不均匀性与燃料关系极大。使用标准燃烧器时，燃气比燃油均匀得多。如果采用了高强度的燃烧室，则燃气与燃油的不均匀度大致相等。

(上锅厂研究所杨锦山译自

《Journal of the Institute of Fuel》1970年12月)

热流的简易测定法

本文叙述根据两相邻的水冷壁管间焊接金属板的温度梯度来测定热流的方法。一系列试验都证明这种计算热流的简易理论公式是正确的；此种测量仪已经成功地应用在一台燃油锅炉上。

引言

在考虑锅炉蒸发的安全性时，进入锅炉管子的热流可能是一个危险的因素。为了计算锅炉大范围内变工况的运行特性和为将来机组提供设计数据，有必要了解热流的分布情况及其大小。

过去(Corey 和 Cohen 1950)藉测量管子外壁温度以及根据外壁温度和水温的温差来计算热流曾有不少报导。但是上述方法均需在管壁中插入两个热电偶，以便直接测出两者的温差。实行此类方法有困难。最近发展了能较长时间地承受炉膛高温的简单而又坚固的仪器(Lucas 1963, Hitchcock 和 Northover 1966)。下面所述的测量仪就属此类。

此测量仪是为测量锅炉中的热流而创研的。但它亦可用作手提式的热流测量仪。

测量方法

本节所叙述的为水冷壁局部热流的测量方法，即根据焊在相邻的两锅炉管间的金属板的温度梯度进行测量的。典型的金属板的设计见图 1。

在实际生产中，三只用瓷管绝缘的热电偶采用镍铬-镍铝丝。热端与外部的不锈钢套相绝缘。钢套嵌入或铜焊焊入金属板。

假定板厚度是薄的，因而全部热传导与表面平行，如果 l 是从轴对称测得的，则长度为 l 所吸收的热量等于该长度内传出的热量。

$$-Kt \frac{dT_x}{dl} = \sigma F l (T_g^4 - T_s^4) \quad (1)$$

式中 K 为金属导热率， σ 为斯蒂芬-波尔茨曼常数， t 等于板厚度， T_s

为板温度, T_g 为辐射热源温度和 F 为辐射率和几何因数的综合系数。应记住 T_g 通常大于 T_s , 并且 T_g 的变化略而不计的话。

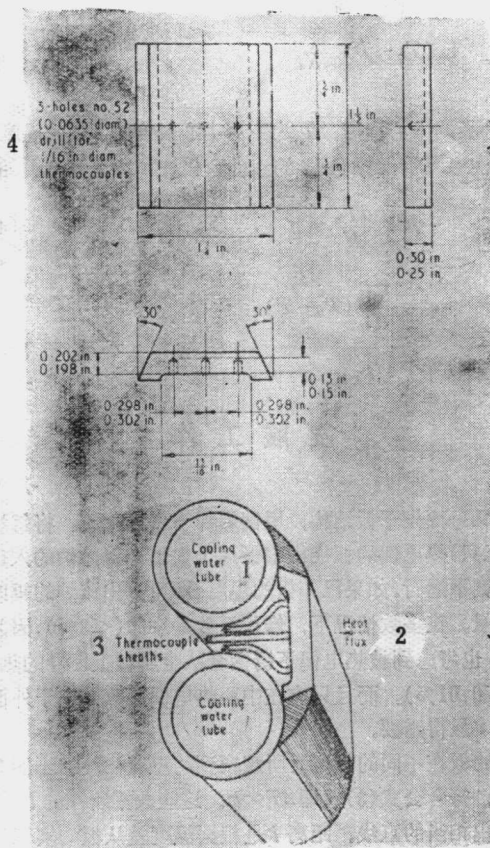


图1 热流测量仪的详细结构图和焊于水冷壁管上测量装置的截面尺寸
 1-冷却水管; 2-热流; 3-热电偶套; 4-3 钻孔, No. 52
 (约为 $\phi 1.62$ 毫米), 为安装 $\phi 1.59$ 毫米的热电偶。

$$ql = -Kt \frac{dT_s}{dl} \quad (2)$$

式中 q 为单位面积的热流。

$$\text{由此 } q = \frac{2(T_0 - T)}{l^2} Kt \quad (3)$$

式中 T_0 为板的中心温度。 T 为距离中心长度为 l 处的温度。

假如板被楔形板所代替 (即 t 的线性变化在顶部是从 0 开始的板):

$$-KV \frac{dT_s}{dl} = q \quad (4)$$

$$q = \frac{KV}{l}(T_0 - T)$$

其中 V 是常数等于 t/l 。

发 展 工 作

检验理论:

将几块板和一块楔形板结构, 用铜焊焊于水冷壁管。将每块带有三只以上 (通常是三只) 热电偶的板或楔形板逐个安装在黑体炉的入口。黑体炉可以在控制温度下运行。如果已知板的温度, 即可算出该炉的辐射流并经修正后给出吸热量。在多数情况下, 修正系数是小的 ($<3\%$), 因为 T_s 通常比 T_0 小得多。也考虑到被热电偶不锈钢套从金属板上传导的热量, 但是, 此值非常小 ($<0.01\%$), 而且只有在中心热电偶读数高出外面几只热电偶很多的时候才显得重要。

一块典型的板在不同的热流时所观察到的温度梯度示于图 2。图中曲线近似抛物线, 符合公式 (3), 即 $\Delta T \propto l^2$ 。这些数据所作的 l^2 对 ΔT 的关系示于图 3, 给出相当的直线。距离 l 是根据温度差从板的实际热中心而不是几何中心测量的。

几何中心位于热中心偏右 0.05 吋 (1.27 毫米)。

所有研究都强调了制造这种测量仪时, 精确地了解热电偶之间的距离的重要性。鉴于实际困难, 建议 l 应不小于 0.3 吋 (7.62 毫米), 此距离内的误差应不超过正常工程上的误差 ± 0.005 吋 (0.125 毫米)。

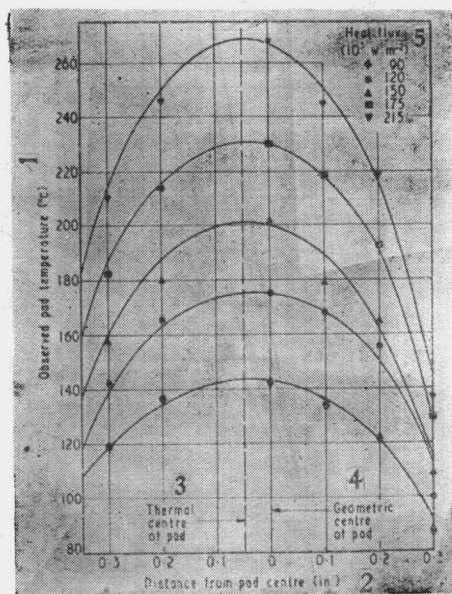


图2 均匀加热薄板的温度梯度

1-观察到的板温, (°C); 2-离板中心的距离, (吋); 3-板的热中心;
4-板的几何中心; 5-热流(10^3 瓦/米²)

如果中心热电偶未正确地定中心, 或者, 更重要的是, 如果非对称的焊缝使热流扭歪了, 则可根据下列公式计算

$$\Delta b = \frac{(A-B)^2}{8(A+B)} \quad (6)$$

$$\text{及} \quad \frac{e}{l} = \frac{(A-B)}{2(A+B)} \quad (7)$$

式中 Δb 为实际的和观察的中心温度 T_0 的温差, e 为中心热电偶对热中心线的偏心距, 及 A 和 B 为外部温度和观察到的中心温度的二个温差。

图2可以用来证明这一点。图中真正的热中心距几何中心为0.05吋(1.27毫米), 最高一条曲线的 Δb 为3°C。在此种特殊情况下, 根据公式(6)和(7)得出 $e=0.057$ 吋(1.45毫米)和 $\Delta b=3.25$ °C。并且热流与 A/l^2

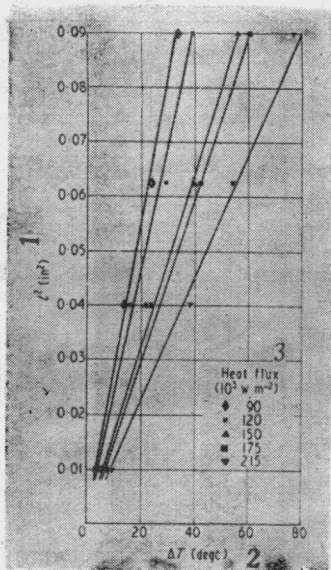


图3 薄板的 l^2 对 ΔT 的比例曲线图

1- l^2 , (m^2); 2- ΔT , ($^{\circ}\text{C}$); 3-热流(10^3 瓦/米^2)

和 B/l^2 成正比, 可看到, 根据 $(A + \Delta b)(l + e)^2$ 和 $(B + \Delta b)(l - e)^2$ 的修正值刚好等于 $(A + B)/2l^2$ 的平均值。

因此, 如果热流是根据平均值计算的话, 中心热电偶两侧测得的温度梯度的差别是可以容许的。

采用楔形板时, 在顶端或非常接近顶端的地方, 温度梯度不是呈线性的。同时楔形板温度比平板高, 所以在实际情况下, 要具有达到满意运行的一切要求是有困难的。例如, 在 l 等于它的最小值 0.3 吋 (7.62 毫米), 而外端的热电偶离楔形板顶端有一段距离时, 其内端的热电偶将恰好在或非常接近于平板与管子的焊缝处。

考虑到管子的几何形状, 以及仪表最好能在温度 600°C 以下运行, 故板形比楔形优越。

校 准:

图4所示为经校正的黑体炉出力对测得的金属板吸热量的比例曲线。

当 $l=0.35$ 吋(8.9 毫米), 此曲线是合理的, 误差不超过 $\pm 5\%$ 当 $l < 3$ 吋(7.62 毫米), 此曲线显得不好, 而 l 越小, 则越差。这是因为在较短的距离内精确地放置热电偶有困难, q 的误差将近于 l 误差的两倍。并且, 短的距离带来值小的 ΔT 。

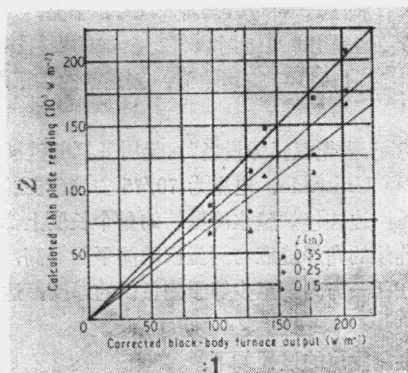


图4 受热仪表的读数和炉膛出力的比较

1-经校正后黑体炉的出力, (瓦/米²); 2-薄板导热性能的读数, (10³瓦/米²)

所得出的数据有些很分散, 特别是在温度较高时, 可以认为: 1. 由于在这样的情况下, 对所用的低碳钢的导热性有怀疑; 2. 由于金属板随着温度的变化而具有不同的导热性和吸热性。由于上述种种原因, 在以后的锅炉试验中采用一种导热性几乎保持不变的, 具有已知的精确的化学成份分析的铬钢。

检查等式(3)中各数可能产生的误差表明, 采用一种导热性能不变的材料是设计金属板值得推荐的, 其热流的总误差不超过 $\pm 3\%$ 。本文所报导的试验, 有关的数据都在 $\pm 5\%$ 以上。这主要由于金属板所用的材料导热性有所变化所致。

焊接和装设过程:

鉴于上述种种原因, 目前的测量仪系由一种不管温度变化如何, 导热性能几乎不变的钢种制造的。譬如 Silver Fox 6(AISI-405), 这是一种低碳、高铬(14%)钢, 曾证明是一种合适的钢种。该材料在 $300\sim 700^{\circ}\text{C}$ 间的导热性为 26.5 瓦/米 $\cdot^{\circ}\text{K}$, 并具有较高的抗氧化性能。

为了确定将14%铬的热流测量仪接在锅炉软钢管上的最佳方式曾进行了焊接试验及金属学上的检查。这是非常关键的，因为金属板的温度控制取决于板和炉膛水冷壁管间提供良好接触的焊缝。

焊条的选择应既适于板又适合于管子。推荐采用下列方法将板焊在壁厚为0.15吋(3.8毫米)到0.3吋(7.6毫米)的管子上。

如果与板相配，则采用0.045吋(1.12毫米)的因科镍 #82焊条。焊两道，以95/105安培和115/125安培电流，以正常的手工焊速度8公升/分进行氩弧焊。

如果与管子相配，当无氩弧焊设备时，就用低氢低碳钢焊条——12s. w. g. E. S. A. B., OK Unitrode。电流为70/75安培(交流)，单焊道仰焊。

此外，金属板两边连接炉膛水冷壁管的整个长度上都具有良好的焊缝是非常重要的。连续的角焊缝应与测量仪的前平面等高，但是焊缝的截面应当相当大，即在任一方向都至少等于测量仪的厚度。达不到此标准时，测量仪就可能过热。

锅炉管上装置测量仪的过程如下：

1) 选择装置仪器的位置，使连接导线可以穿过紧靠在仪表后面的炉墙。在炉膛管子后面，有一段导线是不好的。

2) 在选定地点后，用钢丝刷或火焰去除其邻近区域管子上的结灰及其他污垢。

3) 在选定安装仪表的位置的绝缘层和外护板上均需占孔。

4) 将导线穿过管子，并穿出外护板，使金属板定位。

5) 用适当的焊条(见上节)沿全长焊接各垂直边。

6) 金属板后面填塞可铸的耐火材料以保护导线。

7) 热电偶应分别接在多点记录器上，或者测出温差的平均读数，以减少各测量点使用测量仪的数量。获得两温差的平均读数的方法如下：将三个负极接在一起(将中心的正极导线和外面的正极导线连在一起)接在记录器上，它们之间的电动势表示中心与两侧热电偶之间的平均温差，并且只在导线阻力极端不同时才出现误差。

比较典型的例子，如一个2毫伏的温差读数相当于 220×10^3 瓦/米²左右的热流，但可直接用等式(3)来校正。

讨 论：

各种仪表曾在一台燃油水管锅炉上的高热强度(达 300×10^3 瓦/米²)区

进行过试验, 经过 1500 小时试运行, 大部分工作良好。为了对仪表的积灰作出估价, 还在煤粉锅炉上进行试验。所有测量横向热流的仪表校验都将受到不均匀的和部分的飞灰堆积的影响。至于其他误差都是此类仪表所共有的, 而且可以加以校核(Morgan 1966 年未发表)。

上述仪表还具有造价低廉(7 英镑), 安装方便(只有直焊缝)的优点, 热电偶导线不需要特殊的套管, 而由金属板本身起防护作用。并且, 由于只有一种材料暴露在外边, 而金属板不是电路的一部分, 电化学对金属板上飞灰或其他电介质不产生影响。

实际上, 厚 0.2 吋(5 毫米)左右的金属板以及外面二只热电偶离中心热电偶距离不少于 0.3 吋(7.6 毫米)时, 所得出的结果最好。金属板长度不太重要, 通常为 $1\frac{1}{2}$ 吋(38.1 毫米), 宽度取决于管子节距。推荐宽度为 0.4 或 $0.7 \times$ 管子节距, 直径较大的管子采用较低的值, 反之, 直径较小的管子则采用较高的值。

至于材料, 低碳钢和不锈钢都用过, 导热性不随温度变化的金属更为精确。14% 铬钢是适宜的钢种。

参 考 文 献

- [1] Corey, R. C., and Cohen, P., 1950. Trans. Am. Soc. Mech. Engrs., v. 72, 925-37
- [2] Hitchcock, J. A., and Northover, E. W., 1966, Proc. Inst. Mech. Engrs., v. 180 Pt. 3J.
- [3] Lucas, D. H., 1963, J. Inst. Fuel, v. 36. 203-7

(上锅厂研究所竹友译自

《Journal of Scientific Instruments》1967年7月)

过热器管壁温度测量

自英国电力生产委员会强调锅炉制造厂应负责装备温度测量装置以来，各制造公司必须履行这一要求。本报告乃根据选择的热电偶附件在模拟使用情况下所作的性能试验。

英国已安装的大型电站锅炉，由于锅炉技术的日益复杂化，需要在大型电站锅炉使用越来越复杂的仪表装置。仪表装置中需要评价的一个重要方面就是有关过热器管壁温度测量。因为它是为了证实设计数据、帮助及早发现将出事故的工况，以及减少计划外的意外停炉。这些意外事故往往由于小量超温加速了蠕变或腐蚀过程，影响管材的使用寿命而造成的。

目前英国锅炉制造业中已有象英国中央电力生产委员会所要求的那种过热器和再热器的热电偶管子，四家锅炉厂都有各自的热电偶式样，在大约五十个电站中使用。随着对仪表装置的日益强调，需要提供精确而可靠的管壁温度测量方法有关的技术资料以及应用工艺。

从工程设计的目的出发，设计应力决定于管壁中心的温度，但将热电偶放到锅炉管壁中心显然是困难的。另一方式是装在表面上的热电偶，但这样与一般管子相比就产生了管子的几何形状问题，从而造成温度分配方式的变化。拔柏葛公司选择的传感器型式是一种有套的热电偶，将它布置在过热器管烟气侧的表面上。虽然温度条件更加不利，但热电偶的位置离开了受到限制的管内高速区域。再则热电偶放在外表面比设置在内表面更方便得多，而且大大地减少了由于潮气进入而造成事故的可能性。

拔柏葛曾进行了评定热电偶装于管子烟气侧的工作特性的研究，采用了不同型式的附件。

图1说明了试验装置。它包括一只燃油的炉膛，上面装有垂直烟道，烟道中备有一只装试样的气冷套管。热电偶系铬-铝型，在一不锈钢套管内，热端连结在一起。试样的位置放在两个温度区，为了监视目的装有管壁中心的热电偶以及中央电力试验室盘式热流计。

热电偶都是用充分老化了的金属丝在一批中制造出来的。其精确度在 600°C 时为 $\pm 1^{\circ}\text{C}$ 。记录仪表的精确度为 $\pm 0.25\%$ ，热流计为 $\pm 10\%$ 。

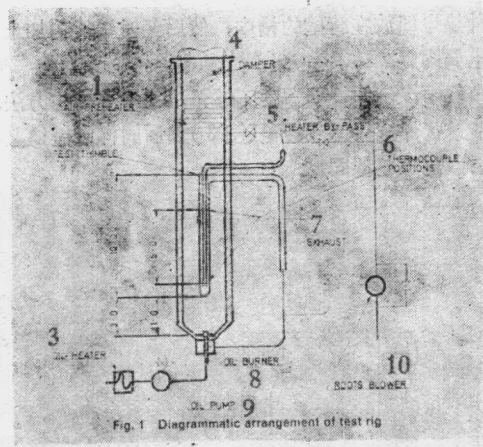


Fig. 1 Diagrammatic arrangement of test rig

图1 试验装置布置

- 1-空气预热器; 2-试验套管; 3-油加热器; 4-挡板;
- 5-加热器旁路; 6-热电偶位置; 7-排气; 8-油燃烧器;
- 9-油泵; 10-下部鼓风机

一共选择了五种附件形式，并对这些基本形式的几种变型作了研究。

图2 系拔柏葛公司生产的几台50万瓩机组装置上目前所采用的热电

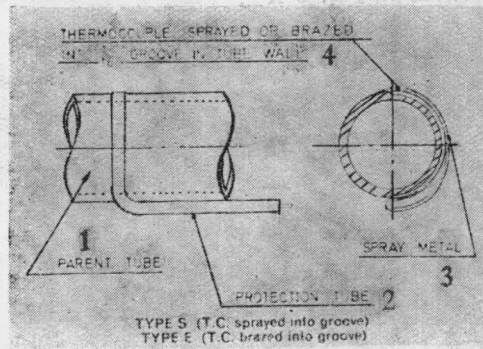


图2 试验热电偶附件——过热器管开槽法

- 1-母管; 2-保护管; 3-喷镀金属;
- 4-堆焊或铜焊于管壁上 $\frac{1}{16}$ "槽内的热电偶;
- 5-S型(堆焊热电偶于槽内), E型(铜焊热电偶于槽内)。

偶附件。这种热电偶放在管壁的槽中，然后经过钎敲再加上铜或喷镀金属保护层使热电偶固定。

在有些事例中，例如管壁厚度不够无法采用开槽的方法，在这种情况下可堆焊一条带状焊缝以适应管槽(图3)然后同样经过钎敲再加上铜或喷镀金属保护层以使热电偶固定。

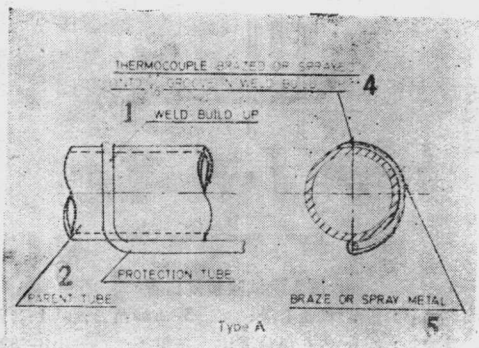


图3 试验热电偶附件——过热器管上堆焊带开槽法

- 1-堆焊； 2-母管； 3-保护管；
4-焊接装配法将热电偶铜焊或喷镀入 $\frac{1}{16}$ "槽内；
5-铜焊或堆焊金属； 6-A型。

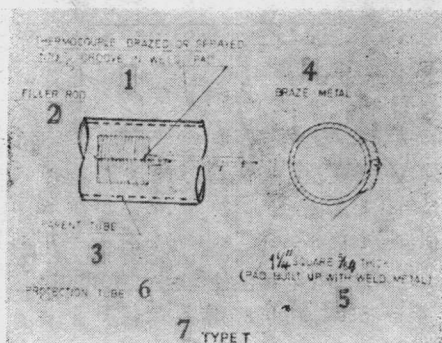


图4 试验热电偶附件——过热器管上堆焊垫板开槽法

- 1-铜焊或堆焊热电偶于垫板的 $\frac{1}{16}$ "槽内；
2-焊条； 3-母管； 4-铜焊金属；
5-用焊接金属堆焊成的垫板：长 $1\frac{1}{4}$ "×阔 $\frac{1}{4}$ "×厚 $\frac{3}{16}$ "； 6-保护管； 7-T型。

第三种附件为一种堆焊的金属垫板,堆焊在管上后再修整到所需尺寸。然后象前述的布置办法在垫板上开槽,槽中放热电偶,这样就不必在管子母材上割去金属(图4) 垫板的几何外形设计应尽量减少其鳍片作用。

这三种附件形式作为永久性的一类,它们都可在较长的时期内提供数据。

为了便于比较起见,也作了两种临时性附件型式的试验。

第一种是一只钢块和以一定角度插入的热电偶,热端用氩弧焊连在钢块的表面(图5),钢块再焊到管子的母材上,

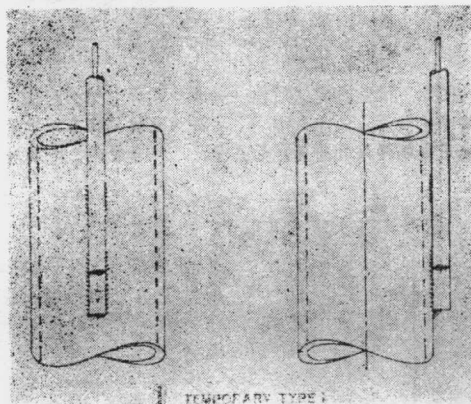


图5 试验热电偶附件——过热器管上加焊钢块法
1-临时布置I。

第二种临时布置是将热电偶直接接触管子,仅通过对保护管的外形加工和焊接使之固定在管子上,图6的三个工序:

临时附件是用作短期操作,例如在验收时使用,但据作者所知这种方法到目前为止还未曾实际使用过,至少拔柏葛公司没有用过。

上述各种试验附件的性能都已经检验过,使用的热流为 31000 瓦/米²到 63000 瓦/米², $450\sim 650^{\circ}\text{C}$ 的金属温度。

试验结果见图7,说明在一定的热流范围内以监测热电偶测得的管壁中心温度与以试验热电偶测得的表面温度之间的关系。简言之,它们各自的有关特性都符合于在考虑到各试验热电偶附件几何形状所预期到的特性。

图8中所示以试验热电偶测得的表面温度与从管壁中心温度计算出来

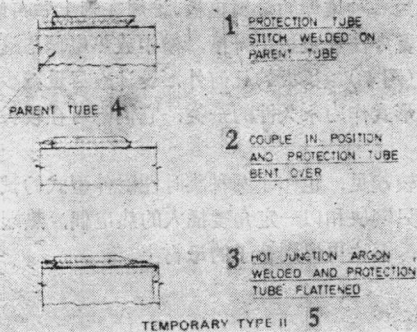


图6 试验热电偶附件——改形和焊上保护管法

- 1-保护管搭焊于母管上； 2-热电偶定位后保护管弯过去；
3-热接头处用氩弧焊接并将保护管弄平； 4-母管； 5-临时布置I。

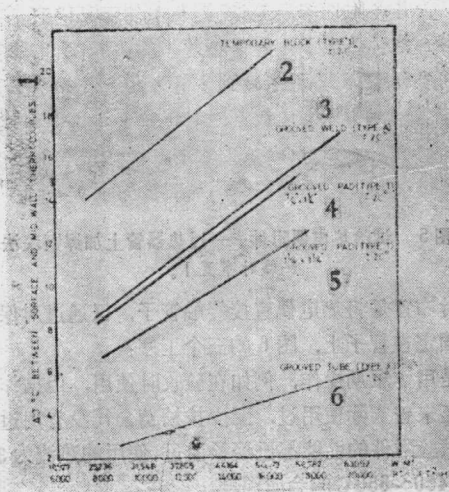


图7 试验热电偶附件测量的温度与管壁中间监测热电偶测量的温度之间的关系

- 1-表面与壁中热电偶之间的 ΔT °C； 2-临时布置(I式) ± 2 °C；
3-开槽后焊接(A式) ± 2 °C； 4-垫板开槽(T式) $1\frac{1}{4}'' \times 1\frac{1}{4}'' \pm 2$ °C；
5-垫板开槽(T式) $1\frac{1}{4}'' \times 1\frac{1}{4}'' \pm 2$ °C； 6-管子开槽(E式) ± 2 °C；

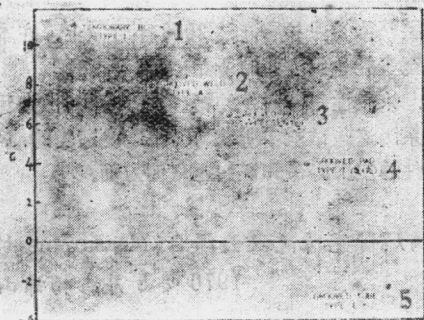


图8 管子表面计算温度与试验热电偶测量的表面温差
(平均值), 热流范围 31500~63000 瓦/米²

1-临时布置 I 式; 2-开槽后焊接 A 式; 3-垫板开槽 T 式(1/4"×1 1/4");
4-垫板开槽 T 式(1 1/4"×1 1/4"); 5-管子开槽 E 式。

的表面温差可认为是各附件的误差,在图 8 中使用开槽管子布置时是负差,可认为是在这种布置时热电偶刚好是在管子的边界以下。图中也说明了垫板式附件由于缩小宽度从 32 毫米减到 9 毫米而造成的性能差异。

可以用来作比较的实际操作数据是有限的,可是对开槽的管子布置和开过槽的焊缝布置,曾在同一只锅炉上应用,经比较其精确度都在 $\pm 2.0^{\circ}\text{C}$ 范围之内。(英国)电力生产委员会和四家主要的锅炉制造厂合作,对开槽的管子布置进行了第二种比较。根据试验报告指出,当热流在 43000~63000 瓦/米²之间时,所获得的表面测量温度要高于管壁中心温度 8°C ,它表明在 63000 瓦/米²时,比从拔柏葛试验结果所预计的温度实际上高出 2°C 。

制造公差的影响可分为两个方面,附件的总的形状和热接合点的位置。从试验中发现,对特定附件几何形状在一定范围内变化时影响性能不大。例如垫板附件的阔度从 32 毫米缩减到 19 毫米,或临时性的垫块外形有较大改变时,都对性能没有造成测量得出的影响。反之,热接合点的深度稍有变化对性能可以发生严重影响。

在耐用性方面是不够满意的,检验铜焊的接头时发现到 500 小时就有严重损毁,虽然以后的变质并不严重,对精确度的影响也不明显,但不能认为性能是满意的,曾用各种堆焊方式代替铜焊,也还是有不同程度的

侵蚀。使用堆焊金属时，其最差的性能可与铜焊金属相似，在最好的情况下，则可保持一层坚固的保护层，达 2000 小时以上。在本文中应该指出，烟气一侧的工况至少能达到实践中所希望的那样精确。

最后考虑到，永久性测试附件的精确性，即测量的表面温度和计算表面温度之间的关系，这些试验中所获得的性能是适当的，今后工作重点应在提高热电偶附件的使用寿命和证实重复性方面。

(上锅厂研究所沈汉云译自《Measurement and Control》)

1970 年 5 月，杨锦山校)

锅炉蒸发管金属温度的测量及酸洗标准

前 言

有关锅炉的酸洗标准有种种的讨论，但都没有明确的结论。目前的情况是：将蒸发管的试样管送到锅炉厂，锅炉厂根据试样管中结垢层厚度来确定酸洗时间，并向电厂提出建议。

然而，如果不明确锅炉蒸发管的热负荷、水垢层的导热系数即便测量水垢厚度的意义也是不大的，为此，最近各处都在测量锅炉燃烧室的热负荷或测量水垢层导热系数。

酸洗的目的有两大项，第一是防止附着在蒸发管内壁的水垢恶化传热而引起蒸发管温度异常上升，最后引起蠕变破坏。然而根据 170 公斤/厘米² 级锅炉蒸发管试样的显微金属检查表明还没有发生化学性腐蚀，因此看来酸洗的目的只是为防止蒸发管金属温度的上升。

蒸发管的金属温度是根据附着的水垢厚度、导热系数及这部分热负荷来进行计算的，最正确的还是实测管壁金属温度，在燃烧室热负荷最高部位的蒸发管上安装金属温度连续测量装置，连续地监视温度上升，这样能够最正确地确定酸洗时间。为了作为确定酸洗时间的资料，有必要长期连续测量正确的金属温度，然而，以往所进行的测量方法均不能满足上述条件，目前所发展的是用开设圆弧孔安装热电偶的方法来测量金属温度，经在锅炉上的实际试验证明这种测量装置是能胜任上述工作的。

过去采用的蒸发管金属温度的测量方法

管壁弦向热电偶安装法

这是美国拔柏葛公司发展的一种方法如图 1 所示：在管壁弦线方向钻两个孔，把热电偶线装入，此法安装极为困难，热电偶线在中途不能更换，经改良后发展为图 2 的方法，热电偶线装入较为容易，缺点是热电偶线露出壁外部分变成一个薄弱环节。

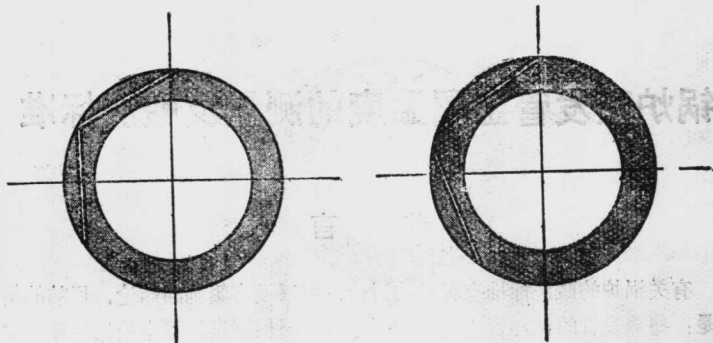


图1 管壁弦向热电偶安装法

图2 改进后的管壁弦向热电偶安装法

三菱的管壁弦向热电偶安装法

此法是三菱公司采用的安装方法，如图3所示：在管壁上开一个弦向孔，将热电偶装入孔内，受到火焰辐射部分，焊接一块保护板以防热电偶烧坏，采用此法当热电偶烧毁时无法中途更换，由于安装了保护板，会改变管内壁温度分布，不能表示出管壁上的真实温度。

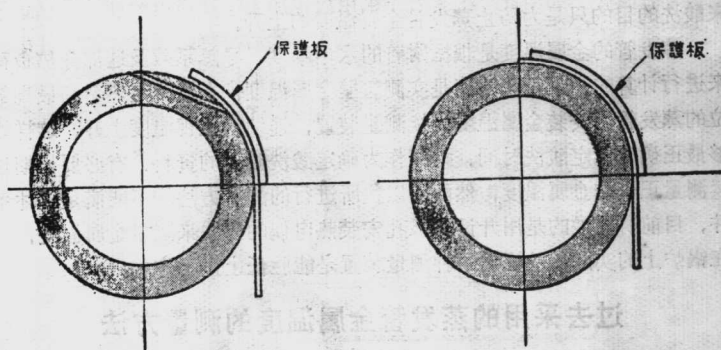


图3 三菱的管壁弦向热电偶安装法

图4 沿管壁圆周方向安装法(1)

其它方法

其它也有采用如图4或图5的方法，图4的方法是沿管壁圆周方向安装热电偶，并相应地焊上保护板，图5的方法是沿管壁圆周开一槽道，将

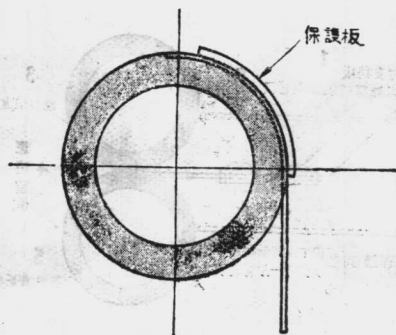


图5 沿管壁圆周方向安装法 (2)

热电偶丝嵌入并相应地焊上保护板, 这些方法测得的管壁温度都不能表示管壁的真实温度, 热电偶线老化或烧毁时不能更换。

用加工圆弧孔的方法测量金属温度

第1节中所述的各种金属温度测量方法都不能做到长期、连续、正确地测量管壁温度, 如图6、图7所示采用放电加工法或用电解加工法从管子外侧向燃烧侧半圆部分任意一点穿圆弧孔, 然后将热电偶装入圆弧孔中, 把热电偶丝用小螺钉固定在支承板上, 支承板被焊接在相邻的管子上, 这样不必为防止辐射热而焊接保护板, 因此测得的蒸发管温度分布是附合于

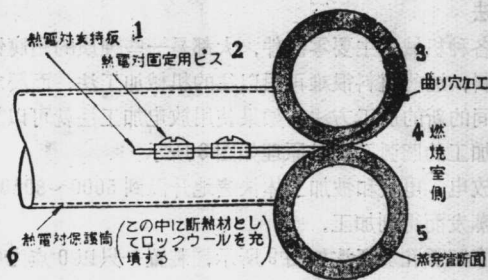


图6 以弧形孔测量金属温度(金属表面温度的测量)

- 1-热电偶丝支承板; 2-热电偶丝固定用螺钉; 3-加工的弧形孔; 4-燃烧室侧;
- 5-蒸发管截面; 6-热电偶丝保护管(其中填充石棉等绝热材料)。

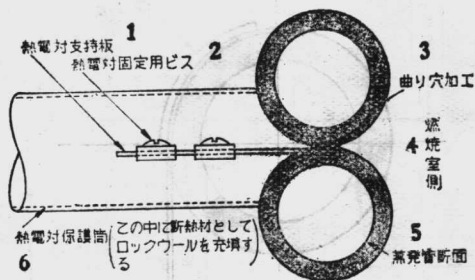


图7 以弧形孔测量金属温度法(管壁中心的金属温度)

- 1-热电偶丝支承板; 2-热电偶丝固定用的螺钉; 3-加工的圆弧孔;
4-燃烧室侧; 5-蒸发管截面; 6-热电偶丝保护管(其中填充石棉等绝热材料)。

真实温度, 并且热电偶断线的场合, 可以不必停炉更换热电偶, 可达到长期的正确的温度测量。

加工圆弧孔的方法

用机械性的钻头是不可能钻圆弧孔的, 最近有很大发展的电加工法, 即所谓的放电加工法或电解加工法, 可加工到能放置 1 毫米粗热电偶丝的直径为 1.1~1.2 毫米的圆弧孔, 以下就其加工方法作一简述:

放电加工法

最近用作各种机械的主要零部件, 大都是一些硬质的耐腐蚀的、耐磨的、耐热的材料, 这些材料很难再用以往的机械加工法, 而要求发展一种与以往完全不同的新的加工方法, 如果使用放电加工法就可以加工以往机械加工所不能加工的圆弧孔, 其原理如图 8 所示:

利用瞬间放电, 电极和被加工体快速地升温到 $5000\sim 8000^{\circ}\text{C}$, 被加工物发生溶化、蒸发而得到加工。

锅炉蒸发管圆弧孔加工法如图 9 所示, 装置一只以 O 点为中心、以弯曲半径为 γ 的圆弧状的铜电极, 沿着图中箭头方向一点一点地均匀进给的同时进行着切削加工, 通常放电加工的加工精度是高的, 需要较长的加工时间, 30 毫米长的一只圆弧孔需要 5 小时左右,

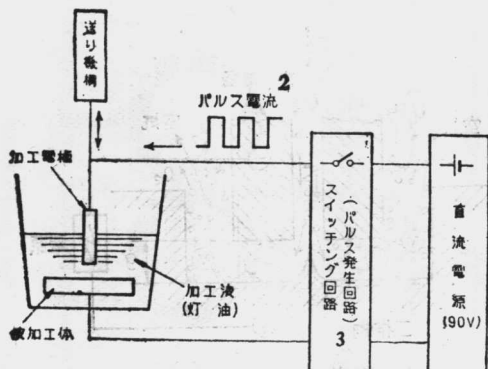


图8 放电加工原理图

1-进给机构；2-脉冲电流；3-开关回路(脉冲发生回路)4-直流电源(90伏)。

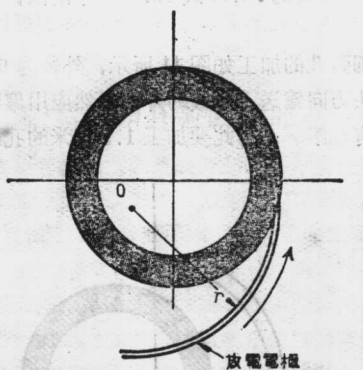


图9 用放电加工圆弧孔

电解加工法

电解加工法由来已久，1883年英国法拉第首先发现有关电化学效应，即在电解液中金属板通过电流时正极侧金属以正离子在电解液中析出，负极侧发生氢气，正极侧析出的金属量或负极侧氢气发生量与流经的电流成比例，其原理如图10所示。

从电极喷流口喷出电解液，电极和被加工物之间通以电流(通常电压为

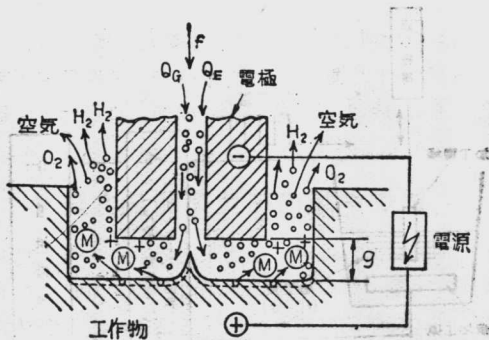


图10 电解加工法的原理

Q_E : 电解液; Q_G : 混合气(空气); H_2 : 氢气; O_2 : 氧气; M: 析出金属。

8~15伏), 面对着相应电极的被加工物开始熔解, 并向对应极流去, 电解液是使用 20~30% 重量的 $NaCl$ 或 $NaNO_3$ 水溶液, 电极是由普通的不锈钢制成。

锅炉蒸发管圆弧孔的加工如图 11 所示, 外径为 0.75 毫米不锈钢制成的电极沿图中箭头方向输送, 电极的外表虽然应用聚四氟乙烯绝缘, 由于电极泄漏也多少有些溶解, 为此要加工 1.1 毫米的孔眼, 应采用 0.75 毫米的电极。

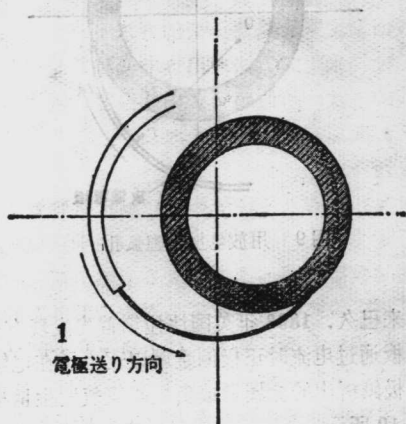


图11 电解加工法加工圆弧孔

1-电极前进方向。

蒸发管加工原理如图 11 所示，切削速度为 2 毫米/分，比放电加工法速度快得多，长 30 毫米的圆弧孔只需 15 分钟，其精度劣于放电加工法，但这样的精度已不妨碍热电偶线的安放。如加工直径为 1.1 毫米大小的孔眼则采用电解加工法更为高效。

锅炉炉膛内热负荷测量方法

在确定酸洗期的金属温度时，如何来选择具有大量受热面的蒸发管部分的取样点呢？当蒸发管内壁不结水垢时，当然是热负荷最大处的金属温度最高，按以往试样管的水垢厚度的调查结果，表明在燃烧器周围的最高热负荷区是水垢层结得最厚的地方，凭常识也可想得到蒸发得最厉害的高热负荷区当然是容易结垢的，为此取样点的位置应该选择在炉膛内热负荷最高的地方，为此试验了许多方法来测量炉膛内的热负荷分布，而下面介绍其三种不同的方法。

焊接式热负荷测定法

这是用作测量热负荷的方法，在锅炉管表面上焊接金属圆盘或金属板，用热电偶测量到的内部的温度分布来进一步计算出热负荷。可以测量出炉膛内任意地方的热负荷，由于管子表面焊上了金属，必然会产生误差，增加了修正的麻烦。

测量锅炉管表面温度来计算热负荷的方法

这是美国 CE 公司采用的方法，用热电偶测量管子开槽部分的金属温度并计算出热负荷的方法，可假定管子内壁温度、锅内传热系数 α ，并从锅水温度倒算出来，所以有误差的。

用携带式热流计

这是在锅炉窥视孔中放入一块受热板，测定达到受热板的热量的一种间接测量方法，三菱公司长崎厂采用此方法，由于在窥视孔中测量、方法简便，但是窥视孔的数目较少不能够测量整个热负荷分布，因为是间接性的方法，所以投入到锅炉管的热负荷还必须按表面条件的不同加以修正。这对于了解相对热负荷分布是足够了，对于窥视孔多的锅炉可以大致上弄清热负荷最高区域的热负荷分布。

作者应用携带式热流计来实际测量各发电厂锅炉的热负荷分布，按热流计的测定值和用光学高温计测得的烟气温度分布大致上是一致的。

加工圆弧孔来测定热负荷

由于前述的焊接式或间接的测量法不可避免地会带来误差，因此希望得到一种能实测真实热流的方法。

已知用电解加工或放电加工方法能加工直径 1 毫米的圆弧孔，如能加工外径更小的微小孔的话，那末如图 12 那样可以同时测定管子表面金属温度 t_1 和在其附近的管子内面温度 t_2 ，热负荷可按下式计算：

$$Q = \lambda \frac{t_1 - t_2}{L} \text{大卡/米}^2 \cdot \text{时}$$

式中：

λ ：管子的导热系数大卡/米²·时

L ：温度测量点之间的距离米

因为圆弧孔径加工得尽可能小则精度越高，首先，今后想试一下用加工精度高的放电加工来加工管子，当然还不清楚，用它能加工到如何小的孔径。

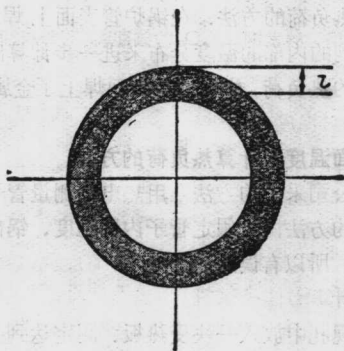


图12 为测定热负荷加工的圆弧孔

蒸发管金属的最高容许温度

测量蒸发管的金属温度来确定酸洗时间的场合，还留下一个具体的金属温度上升到多少度一定要进行酸洗的问题。

通常钢铁在高温下长期承受一定的重量，随着时间的增加变形也增加，最终造成破断，这称为蠕变破坏。锅炉管是在高温高压下经过长期的受热，因此，首先必须考虑蠕变破坏特性，它是要在一定的试验设备上根据试验

来求取的，图13所列蠕变特性曲线一例，据此，可以在一定温度、一定压力下求取直到破坏为止的时间。然而由于锅炉管内面结着水垢，金属温度依次上升，就不能照旧使用该图来求出蠕变破坏时间，为此应用 Larsou-Miller Parameter L_M 式。 L_M 按下式表示：

$$L_M = \theta(\lg T + C) \times 10^{-3}$$

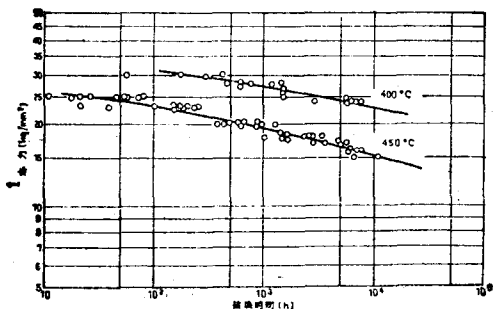


图13 碳素钢(HCO)的破断应力—时间曲线

式中：

θ ：金属的绝对温度 °K；

T ：至破坏时的时间 h ；

C ：常数。

即：由于直到破断为止的时间当作绝对温度 θ 的函数表示出来，根据 θ 变化的积分可以计算出达到破断的时间 T 。现以新刘田发电厂 1 号炉的蒸发管(材质 STB 35S)作一試算：

蒸发管外径	$d_0=38.1$ 毫米
壁 厚	$t=4.6$ 毫米
平均直径	$d_m=33.5$ 毫米
蒸发管内压力	$P=180$ 公斤/厘米 ²

$$\text{平均应力 } \sigma_m = \frac{P/m}{2t} = \frac{1.8 \times 33.5}{2 \times 4.6} = 6.55 \text{ 公斤/毫米}^2$$

此时 $L_M=18.8$ $C=20$

即： $\theta(\lg T + 20) \times 10^{-3} = 18.8$

应用该式并在下列假定下试算蒸发管的寿命，不结水垢时的管槽部分壁厚中心温度： $\theta_{\min}=399^{\circ}\text{C}$

结水垢后在实施酸洗时之前的金属温度： $\theta_{\max}=480^{\circ}\text{C}$

酸洗的周期： $t_0=15000$ 时

如图 14 表示出其酸洗周期图。

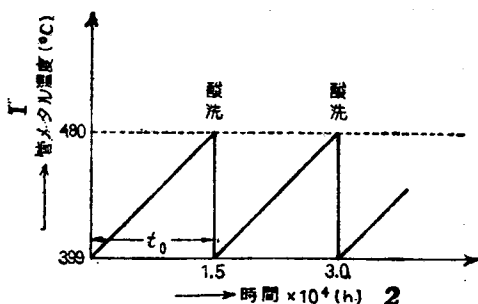


图14 酸洗的周期图

1-管子金属温度 $^{\circ}\text{C}$ ； 2-时间 $\times 10^4$ (时)。

$$\text{现在若: } K = \frac{\theta_{\max} - \theta_{\min}}{t_0}$$

$$\begin{aligned} \theta &= (\theta_{\min} + 273) + Kt \\ &= \theta_{\min} + Kt \end{aligned}$$

将此项代入 Larsou-Miller 式

$$\begin{aligned} T &= 10 \left(\frac{10^5 \times 18.8}{\theta} - 20 \right) = e^{2.5025\theta} \left(\frac{10^5 \times 18.8}{\theta} - 20 \right) \\ &= e^{\beta} \left(\frac{10^5 \times 18.8}{\theta_{\min} + Kt} - 20 \right) \end{aligned}$$

认为寿命消耗系数 $\mu = \int_0^{t^*} \frac{dt}{T}$

它是酸洗的循环时间 t_0 和金属到破断为止的累计时间之间的比。

$$\begin{aligned}\mu &= \int_0^{10^5} \frac{dt}{T} = \int_0^{10^5} \frac{dt}{e^{\beta \left(\frac{10^5 \times 18.8}{\theta_{\min} + Kt} - 20 \right)}} \\ &= \int_0^{10^5} e^{-\beta \left(\frac{10^5 \times 18.8}{\theta_{\min} + Kt} - 20 \right)} dt\end{aligned}$$

此式是不能积分的，而以下面近似式表示出来：

$$\mu = \int_0^{10^5} e^{\beta \left[\left(20 - \frac{10^5 \times 18.8}{\theta_{\min}} \right) + \frac{10^5 \times 18.8}{\theta_{\min}^2} \times Kt \right]} \cdot dt$$

$$\text{今取： } 20 - \frac{10^5 \times 1.88}{\theta_{\min}} = A$$

$$\frac{10^5 \times 1.88}{\theta_{\min}^2} \times K = B$$

$$\text{则： } \mu = \int_0^{10^5} e^{\beta(A+Bt)} \cdot dt = \frac{1}{\beta^2} [10^{(A+Bt_0)} - 10^A]$$

将数值代入，并计算：

$$\mu = \frac{1}{21.1}$$

这是相对锅炉运行时间为 15000 小时的寿命消耗系数如加上检修时间，则酸洗周期为 2 年。

故而到蠕变破断的时间为 $21.1 \times 2 = 42.2$ 年

按同样的计算，若 $\theta_{\max} = 490^\circ\text{C}$ ，则 $\mu = \frac{1}{9.1}$

故到蠕变破断的时间为： $9.1 \times 2 = 18.2$ 年

故而，锅炉的使用年份作为 20 年，在 490°C 下进行酸洗是良好的，由上式证明只要 θ_{\max} 一定，蠕变破断的时间与酸洗周期 t_0 是无关的。

三菱重工的意见是：最高容许温度不光是由蠕变破断时间决定而必须

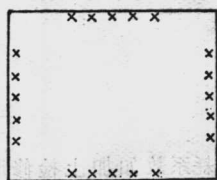
从冶金学观点来决定,按材质的石墨化条件,防止脆化STB35S及STB42S材料的最高容许温度为 455°C ,有关这一点待进一步调查、研究后再决定。

结 论

如上所述,温度测量点均布置在炉膛最高热负荷区,首先用携带式热流计(无热流计时用光学高温计代用)来掌握大致的最高热负荷区的温度范围,其次是用焊接式热流计或热电偶测量管子金属温度正确地掌握最高热负荷区。

CE公司是取最高一层燃烧器中心部上面3米范围内作为最高热负荷区,这个范围大致上是不会出入的。

温度测点的数目是按结垢量来控制金属温度上升的平均值,通常认为如图15那样每面水冷壁最多布置5点,总共20点就已足够了。如前所述的开设圆弧孔安装热电偶的方法,在锅炉运行中可以更换热电偶,然而锅炉每年必定要检修一次,利用检修的机会可检查一下热电偶,或者更换



x:メタル温度計測点 1

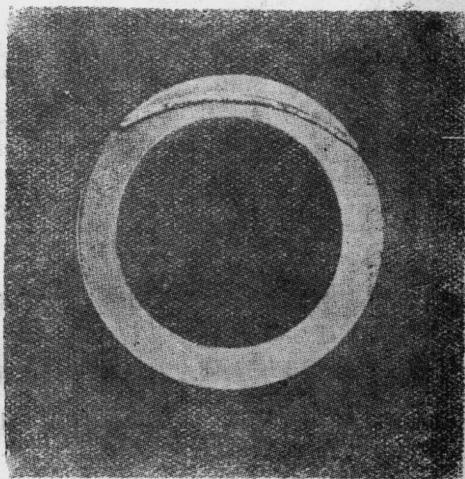


图15 炉膛内最高热负荷区的金属温度测点布置
1-金属温度测量点。

热电偶,这样就能在同一地点长期地测量正确的管壁温度。以往的锅炉管壁温度测量只是看做临时性的试验,为了确定酸洗的标准,在锅炉安

装时就装设测量装置，在中央控制室设置温度表盘，经常监视金属温度，图6的照片是新茆田发电站1号炉上为测量蒸发管表面温度而装置的热电偶，热电偶嵌装在圆弧孔中，圆弧孔是用电解加工法打孔的，直径约1.2毫米，可装置1毫米直径的热电偶，如前第五节所述，与其装在管壁面来测金属温度不如装在管壁中心部位测量来得标准，今后要按图7开孔装热电偶设法在锅炉上实际试验。孔眼端部是否开设在壁厚的中心部分是可以通过超声波、 γ 射线及其它方法来检验的，本文介绍的方法作为“在锅炉等管壁上热电偶的安装结构”已在1972年8月14日申请专利。

(上锅厂研究所于清译自《火力发电》73年7月)

嵌入水冷壁管的辐射温度计

近年来在锅炉试验和事故分析时广泛使用嵌入水冷壁管的温度计来记录管壁外表面的温度。但是为了确定事故原因或者引起水冷壁不利温度工况的原因，还必须知道表示管子工作条件的一些数值：局部热负荷、局部传热系数、与内外壁积垢情况和形成有关的数据。

确定水冷壁的局部热负荷具有独特的意义，因为例如在直流锅炉水冷壁管中工质流速以及甚至管圈的布置形式都要按最大局部热负荷（首先是在火焰中心）及最大局部热负荷和锅炉负荷的关系而选定。

由管子冷却吸收的热量由管壁的温降来确定的方法早已是人所共知的。但是这个方法得不到推广的根本原因，是由于热电偶有较大的测量误差。在通常用的壁厚为4~6毫米水冷壁管中热电偶可使用的距离总共只有2~4毫米，为了避免内壁的穿孔，内壁热电偶必须和内壁相距不小于15毫米。

这样小的绝对基数引起很大的相对误差，因而必须进行专门的校准和对每一种嵌入温度计引进各种极不相同的修正系数。同样，采用小的基数的根本缺陷是所测得的温降绝对值不大。增加管子壁厚则导致管子周界上热量均流的增加。这样，如果壁厚为5~6毫米的管子热均流为10~15%，那末当壁厚为10毫米时它达到25~30%，这样大的热量均流使得在辐射方向的热负荷有相当大的失真，因而在这种情况下热负荷的计算同样有大的误差。

在所研究的嵌入式辐射温度计（图1）中有效热负荷是按厚壁管（ $S=8\sim 10$ 毫米）管壁温降来确定的。

为了降低热量均流，沿温度测点的两侧开两个纵向深槽。由于这两槽的存在，用电子模拟装置确定的热量均流总共下降4~6%，即在实际上是消除了。具有类似作用的纵向槽在传热试验中采用。

应用图1给出的嵌入式温度计可以确定管子内壁——工质系统的热阻 R_{in} 。热阻 R_{in} 是在测量工质温度的基础上测定的，是在计算内壁温度和按1、2点上测得的温度及按电模拟装置测得的热量均流系数 μ 来确定的内

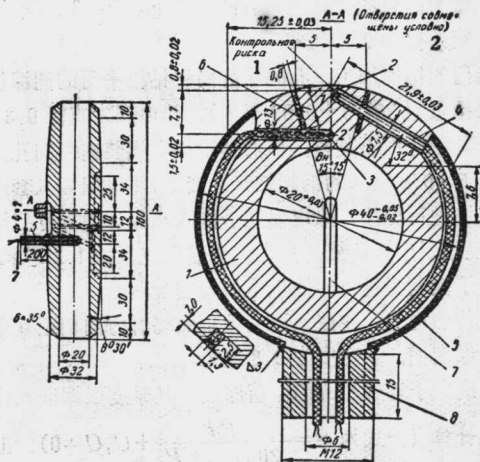


图1 嵌入式辐射温度计(I型) 1-测量基准线

壁正面热负荷 q_{en} 的基础上确定的。计算公式如下。

当嵌入式温度计内表面不存在积垢时，例如当安装后的最初几天或者经过冲洗后，理论热阻 R_{en} 等于向工质传热系数的倒数 $1/\alpha_2$ 。另一方面， R_{en} 是随时间而变化的。

$$R_{en} = A \cdot \frac{t_{en} - t_{cp}}{\Delta t_{1-2}} = f(\tau)$$

R_{en} 是管子内壁积垢的热阻值随时间而变化的标志。自然，内部积垢的增加可以由嵌入式热电偶温度读数来判断，但这时热负荷、水冷壁外壁积垢数值和工质温度要保持不变。用嵌入热电偶来确定内壁积垢时与这些限制条件无关。在炉膛负荷一定时温降 Δt_{1-2} 随时间逐渐下降是说明了外壁积灰的增加。

这样一来，所研究的嵌入水冷壁管的辐射高温计乃是一种测量装置，它用来确定和记录下述量：水冷壁局部有效热负荷，即水冷壁管正面外壁承受的热负荷；内壁——工质系统的热阻；内壁积垢和外壁积灰的动态变化过程。

嵌入式辐射高温计(图1)是壁厚为8~10毫米的车制圆筒，钻有直径

为 1.5 和 1.3 毫米两只孔，孔内装有两支热电偶 2、3，两孔分别距内壁为 1.5 毫米，距外壁为 0.8 毫米。

钻孔由专门的钻模加工，孔的深度由与钻模平行的测深仪借助于定位销和指示仪来检查（公差为 ± 0.03 毫米）。热电偶为直径 0.3 毫米的铬镍-镍铝锰合金，其绝缘用石英丝。虽然外壁热电偶装在纵向孔内，但钻孔区段用直径为 1.5×0.2 毫米的钢制细管 4 套上，热电偶插入套内。热电偶由电容电池放电法进行焊接。热电偶是沿嵌入高温计周界专门铣出的槽道中引出的，然后经过引出管接至砖衬后。槽道用直径为 1.2 毫米的钢丝封闭，然后铆死。为了提高测量可靠性热电偶要安装两套。

为了消除传热均流，在嵌入温度计正面辐射方向相距 5 毫米处的管子两侧开了两个纵向槽，其宽度为 0.8 毫米。

槽的深度决定于管壁允许的保留厚度，其厚度根据嵌入管——车制零件壁厚公式来计算（公式为 $S = \frac{Pl}{200\sigma_{\text{容}} + P} + C, C=0$ ），工作周期小于

2 万小时。这样，对超临界压力（ $P=250$ 公斤/厘米²）当锅炉 $t_p=400^\circ\text{C}$ 时由 12Cr1MoV 钢组成的直径为 $d_{\text{外}}=20$ 毫米的嵌入管允许壁厚达 $S=3$ 毫米。这时开槽深度取决于嵌入管厚度，槽深为 5~7 毫米。对装在对流部件的嵌入管其凹槽内嵌满耐火材料。测量工质温度采用装在专门套管里的热电偶 7。在一般热负荷时嵌入管用水冷壁管相同材料做成，壁厚为 10 毫米。在 $q_{\text{外}} > 400 \times 10^5$ 大卡/米²·时高热负荷时，为了避免嵌入管外壁氧化皮的产生应采用壁厚减小至 8 毫米的 1Cr18Ni10Ti 钢做成的嵌入管。当专门研究热交换时为了使热量稳定起见嵌入管长度为 $40d$ 以上。

计 算 公 式

流过嵌入管（水冷壁管）外壁正面的热负荷按公式确定：

$$q_{\text{外}} = \frac{(t_1 - t_2) 2 \lambda}{d_1 \mu_{1-2} \ln \beta_{1-2}}, \text{大卡}/(\text{米}^2 \cdot \text{小时}); \quad (1)$$

流经嵌入管内壁正面的热负荷，

$$q_{\text{内}} = q_{\text{外}} \cdot \beta_{1-\text{内}} \cdot \mu_{\text{内}}, \text{大卡}/(\text{米}^2 \cdot \text{小时}); \quad (2)$$

内壁正面温度，

$$t_{en} = t_1 - q_{\phi\phi} \cdot d_1 \cdot \mu_{1-en} \frac{\ln \beta_{1-en}}{2\lambda}, \text{ } ^\circ\text{C}; \quad (3)$$

t_{en} 允许偏差(当偏差小于 $t_1 - t_2$ 温降的 1% 时)可由 t_2 确定:

$$t_{en} = t_2 - q_{\phi\phi} \cdot d_2 \cdot \mu_{2-ep} \frac{\ln \beta_{2-en}}{2\lambda}, \text{ } ^\circ\text{C}; \quad (4)$$

嵌入管内壁——工质系统的热阻,

$$R_{en} = \frac{t_{en} - t_{co}}{q_{en}}, \text{ 米}^2 \cdot \text{时} \cdot ^\circ\text{C} / \text{大卡}; \quad (5)$$

在公式(1)~(5)中采用的给定值有: d_1, d_{en}, d_2 ——嵌入管外径和内径以及内插热电偶处圆周直径; $\beta_{1-2} = d_1/d_2$; $\beta_{1-en} = d_1/d_{en}$; $\beta_{2-en} = d_2/d_{en}$; t_1, t_{en} ——嵌入管外壁和内壁正面温度; t_{co} ——工质温度; $q_{en}, q_{\phi\phi}$ ——流经嵌入管内壁和外壁正热负荷, 大卡/(米²·时); λ ——嵌入管金属导热系数大卡/(米·时·°C); $\mu_{1-2}, \mu_{1-en}, \mu_{en}, \mu_{2-ep}$ ——开槽的嵌入管计算区域由于热量均流而带来的温降减少系数。

为了得到由于开槽使得嵌入管不均匀受热而产生的热负荷均流值数据, 曾在导电纸模型上作过传热的电模拟试验。该模型具有与图 1 相同的横截面。这时采用下述边界条件: 模型外周界上电流密度的分布相应于装在 $S/d = 1.1$ 的墙式水冷壁上的嵌入管的热负荷; 内壁向工质的传热系数 $\alpha_2 = 10 \times 10^5$ 大卡/(米²·时·°C); 嵌入管 (12Cr1MoV) 金属导热系数 $\lambda = 30.0$ 大卡/(米·时·°C)。

模型的外界面给定的边界条件是选用可调电阻来满足的, 而内壁边界条件是借助于导电纸的附加环来满足, 环的宽度由热量和电量转换过程中 Bi 准则相等来确定。

通过模拟确定了热电偶测点的电位(温度) t_1, t_2 , 同时也确定了嵌入管内壁正面沿周界均匀或不均匀传热时的 t_{en} 。按得到的数据求得各计算点之间的温差的减弱系数。

按公式(1)~(4)进行实际计算时推荐下述系数值: $\mu; \mu_{1-2} = 0.97$;

$\mu_{1-2n}=0.96$; $\mu_{2-cp}=0.95$; $\mu_{en}=0.94$ 。对薄壁嵌入管或者对 1Cr18Ni10Ti 钢的嵌入管, 同时当 α_2 相当大时所有的系数 μ 都将接近于 1。同时对不开槽的嵌入管系数 $\mu_{1-2}=0.7$, 即在嵌入管上开槽将均流的影响减少 10 倍左右:

$$\frac{(1-\mu_{1-2})_{\text{无槽}}}{(1-\mu_{1-2})_{\text{有槽}}} = \frac{0.30}{0.034} \approx 10.$$

由于嵌入管的壁厚比水冷壁管壁来得厚, 而均流又不存在, 嵌入管外壁温度将稍高于水冷壁管的外壁温度。在表中列出由各种金属组成壁厚不同的嵌入管与壁厚为 6 毫米的水冷壁管相比较其温度升高的度数。如表所示, 在高热负荷时 [$q_{\phi\phi}=500 \times 10^5$ 大卡/(米²·时)] 两者温度相差不超过 90℃。应该认为, 外壁温度有这样的升高不会造成积垢特性的变化而背面辐射的增加亦不大。

$q_{\phi\phi}$ 大卡/(米 ² ·时)	温度超过值		
	12 CrMoV 钢 S=10毫米	12 CrMoV 钢 S=8毫米	1Cr18Ni 10 Ti 钢 S=8毫米
200×10^5	44	24	—
300×10^5	66	36	—
400×10^5	88	48	72
500×10^5	—	—	90

从另一方面来看, 对图 1 所示的嵌入管, 同样由于大的壁厚和没有均流其内壁热负荷比之在同一 $q_{\phi\phi}$ 时水冷壁管的内壁热负荷大 20~30%。因而, 在利用嵌入管辐射温度计时, 内部热交换和内壁积垢方面的数据将在局部热流数值略大于所试验的水冷壁受热面工况的条件下求得。所以, 当必须研究与水冷壁受热面的 $q_{\phi\phi}$ 精确吻合的 $q_{\phi\phi}$ 时水冷壁的传热过程可以推荐图 2 所示的嵌入管, 这时开的槽与辐射方向平行, 槽的深度要使得未开槽处的壁厚等于水冷壁壁厚厚度。在这种情况下嵌入管内壁热负荷精确地等于水冷壁管内壁热负荷。

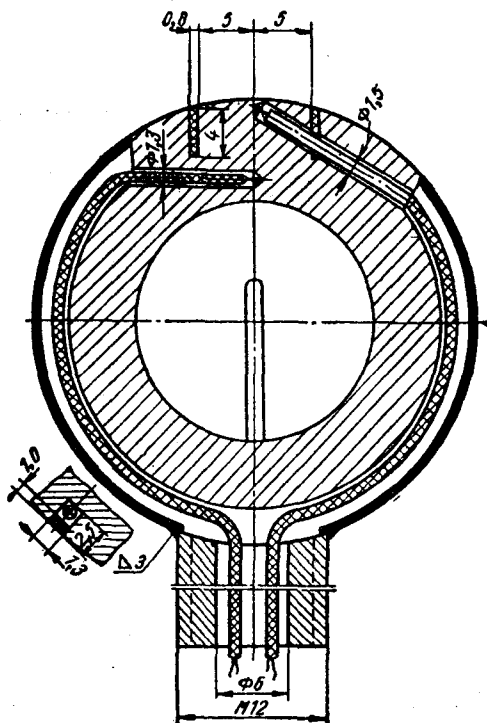


图2 嵌入式辐射温度计 (I型)

嵌入管的校准

为了评定嵌入管读数的误差用专用辐射器来作校准。辐射器——厚度 0.2 毫米，大小为 200×150 毫米的凹形氧化镍板（与嵌入管形状相符），它被固定电流加热，温度恒定并可达 1300°C 。这就得到了大约为 300×10^6 大卡/(米²·时) 的辐射热负荷。辐射器温度测量是用辐射光学高温计 ОППИР。装在排送冷却水专用装置中的嵌入管被安置在相对于板的 5 毫米处。嵌入管测量面（在两平行槽之间）、用调在 БФ-6 胶水中的碳黑来染黑。这一涂层的黑度 $\epsilon = 0.96$ 。吸收（要考虑积垢）和放出的热量比值按公

式计算:

$$k = \frac{q_{\text{фф}}/0.96}{4.96\epsilon_{\text{вв}}(T_{\text{вв}}/100)} \quad (6)$$

式中 $q_{\text{фф}}$ ——嵌入管正面外壁承受的热负荷(按公式(1)确定); $\epsilon_{\text{вв}}$ ——辐射器黑度,当温度间距为 $1100 \sim 1300^\circ\text{C}$ 时黑度从 0.87 变为 0.89 。上面已经提到过,测量嵌入管温降的热电偶都设有两套。这除了提高测量的可靠性外还使得在进行了上述校准后可评定嵌入管的可能产生的误差。

在图 3 给出 18 根嵌入管校准结果。对每一根嵌入管得出系数 k 的两个值,它是从每一对热电偶读数计算得到的,亦同时得到其平均值。从这些资料可见,制造嵌入管时没有安装重复两套热电偶和不进行校准,其平均误差处于 3% 范围内,而这时对每一嵌入管可达到 12%。对有重复两套热电偶的嵌入管不进行校准,当用得到的平均差值时其最大误差在 7% 范围内。最终,当有重复两套热电偶并进行校准时修正系数的最大偏差在 6% 范围内。如图 3 所示, k 的平均值 $k=0.89$ 。 k 值相对于 1 的偏差可由板和嵌入管之间的间隙产生空气自由对流来解释。

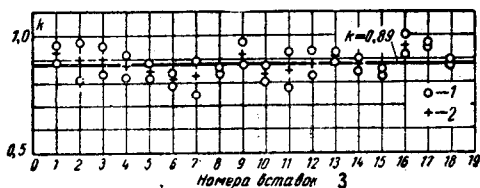


图 3 嵌入管校准结果

- 1-据两次试验得出每一次温降 Δt_{1-2} 值求得的 k 值;
2-每一根嵌入管的平均值; 3-嵌入管编号。

嵌入管的实验校准

图 4 给出的 $q_{\text{фф}}$ 是超临界压力试验锅炉其炉膛断面热负荷 q_{pr} 低时得出的。通过 ЦКТИ 在炉膛断面热负荷达到 5×10^6 大卡/(米²·时)的超临界压力燃油锅炉 ПК-41 上进行用嵌入管测得的 $q_{\text{фф}}$ 表明,炉膛最大热负荷处的 $q_{\text{фф}} = (400 \sim 500) \times 10^3$ 大卡/(米²·时)并是和用其它方式测量所得 $q_{\text{фф}}$ 完全一致的。ЦКТИ 在超临界压力锅炉上进行的试验工作,证实了对水冷壁的换热试验采用本文推荐方法是可行的。在水冷壁管单向受热时

得到的传热系数 $\alpha_{онн}$ 与工质吸热的关系具有这样的特点：在大的热容量区当多次均匀加热试验中 $\alpha_{онн}$ 按其绝对值来看 $\alpha_{осн} > \alpha_{ронн}$ ，这也是完全符合规律的。

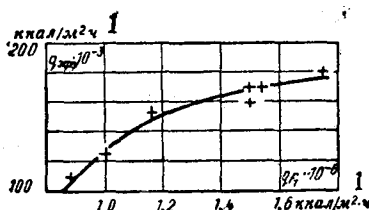


图4 水冷壁热负荷
1-大卡/米²·时

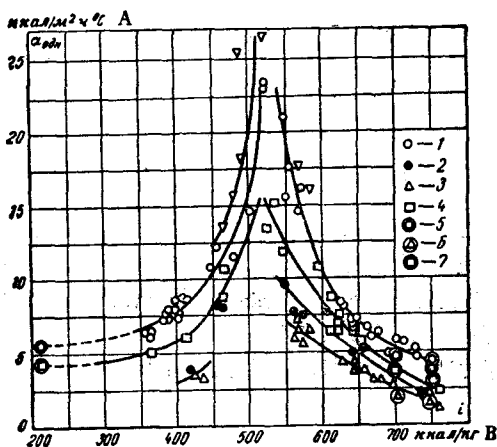


图5 工质向上流动时传热系数 $\alpha_{онн}$ 和 i_{c_p} 的关系
($P=260\sim 290$ 公斤/厘米², $q=200 \times 10^3$ 大卡/米²·时)
1- $w_p=250$ 公斤/米²·秒; 2-350公斤/米²·秒; 3-500公斤/米²·秒;
4-600~700公斤/米²·秒; α 计算值; 5- $w_p=250$ 公斤/米²·秒;
6-500公斤/米²·秒; 7-600~700公斤/米²·秒。
A 大卡/米²·时·°C B 大卡/公斤

(上锅厂研究所林勇译自《Теплоэнергетика》
1970年4月, 易页校)

用电接触法测量煤粉流量

近年来各技术领域，其中包括热工动力正在研究和试验淤散在烟气流中的固体粒子的测量方法：或者按光电电流值，或者凭浸入烟气流中的金属电极的饱和电位值。

本文研究气粉混合物流中固体粒子浓度，及其流速对喷入到气流中的各种形状物体的充电积累过程的影响。同时还探求了如下的一种可能性，即在测量悬浮粒子时，力求消除煤粉和输粉介质性能不稳定造成的不良影响。

试验采用无烟煤煤粉：水份 1.5~1.7%，温度 20~25℃； $R_{90}=8.6\sim 10.4\%$ ；含碳量 90.6~93.7%，含硫量 1.4~2.5%，灰份 15.7~22.1%，气粉混合物由 $\phi 10.7$ 毫米的喷嘴中垂直向上喷入自由空间，然后通过扩压器用抽气器排出。气粉流的散开部分（约 100 毫米）用来试验传感器。插入气流中的电极的电位用 ЭПП-09 电位差计来测量，来自电极的信号通过专用的高输出电阻 ($R_{\text{в}}=10^{13}\sim 10^{15}$ 欧姆) 的电子电压表送到 ЭПП-09 的电位差计上。利用静电系统的电压表来补充控制电位。为了降低信号的脉动，改变电路中的时间常数，其方法是并联两只已知电容量值的电压表。电极的充电符号按电子电压表来确定。

图 1 所示为试验用的电极，材料为 1X18H9T 号钢。浸入煤粉流中的

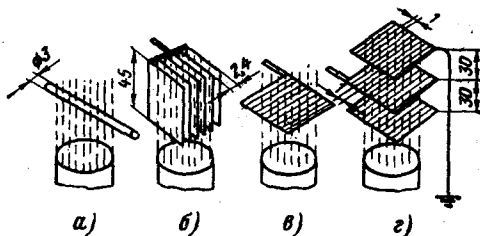


图 1 测量煤粉流量用的各种电极型式

a-棒状； б-板状(厚0.3毫米)； B-无遮蔽的网格状，
铁丝直径0.3毫米； Г-有遮蔽的网格状，直径相同。

电极的电位从 0 位测量到某一最大值——饱和电位 U_{nac} ，此后在试验条件不变的情况下电位保持恒定。在最初的一批试验中测量了电极的饱和电位。图 2 列有 U_{nac} 和煤粉流量 G 和气流流速 w 之间的关系曲线。在板状电极上形成正电荷，在网格状的铁丝网式的电极上形成负电荷。

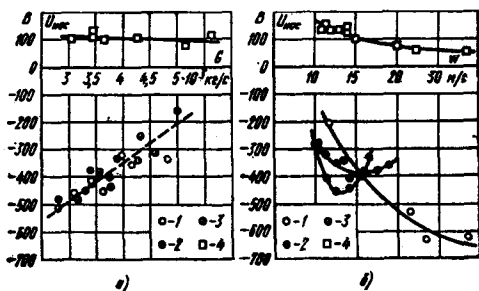


图 2 气粉流中各种形状电极的饱和电位 U_{nac}

- a-与煤粉流量 G 的关系曲线：1-有遮蔽的网格状电极， $w=21.2$ 米/秒；2-无遮蔽的网格状电极， $w=13.8$ 米/秒；3-无遮蔽网格状电极， $w=15.9$ 米/秒；4-板状电极， $w=13.8$ 米/秒。
- b-与气流流速 w 的关系曲线：1-有遮蔽的网格状电极， $G=2.74 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；2-无遮蔽的网格状电极， $G=3.34 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；3-无遮蔽的网格状电极， $G=3.67 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；4-板状电极， $G=3.34 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒。

饱和电位和煤粉流量的关系对所有的电极都接近于直线(图 2a)。在所研究的浓度范围内，网格状和棒状电极的关系线比板状的表现得更挺直。在所作的所有试验中，煤粉浓度的增加都导致了 U_{nac} 绝对值的下降。虽然测量是很精确的，但是试验点还是很分散，特别是网格状电极。

饱和电位和气流流速间的关系曲线(图 2b)呈抛物线状，而且在采用遮蔽的网格状电极时， U_{nac} 的最大绝对值上升，并延伸至流速较大的一侧，采用遮蔽网格引起了主电极表面电场电压的变化，这对充电过程有重大的影响。

在以后的一批试验中，按电容为 c ： $i = cdU/dt$ 的电容器极板上 t 时间内所达到的电位值 U 测定了气粉悬浮流中每种形状电极的充电电流 i 。在个别的试验中测定了充电电流和饱和电位。

图3列有在电极与接地断开的初始时间内充电电流和煤粉流量以及气流速度之间的关系曲线。从图3a可见，电流 i_0 与煤粉流量大致呈直线关系，而且网格状电极的电路中电流的绝对值比板状电极中(气流速度相等)的电流值几乎大五倍，尽管板状电极的接触面约比网格状的大一倍左右。这一事实可作如下的解释：对于所比较的各次试验，接触的性质是不同的(滑接触、冲击接触)以及接触面上电场的电压亦不相同。图3a上也绘有初电流 i_0 和流量间的直接关系线(采用棒状电极，气流速度 $w=4.42$ 和 3.96 米/秒和高浓度煤粉—— μ 达 20 公斤/公斤)。可见，在这种情况下电流 i_0 与煤粉流量的关系是很微弱的。

由上述可知，按充电电流值或饱和电位值来测定固态相的流量即使在工作条件下校准发送器亦不能达到必需的测量精度。为使测量结果不受接触物和周围介质性质的影响，同时也为了防止气流中物质事先充电的影响，提出了一种按接地电极电路中的电流值和绝缘电极饱和电位值之比来测定流量，即按气流的接触导电值来测定流量 $\sigma_k = i_0/U_{nac}$ 。

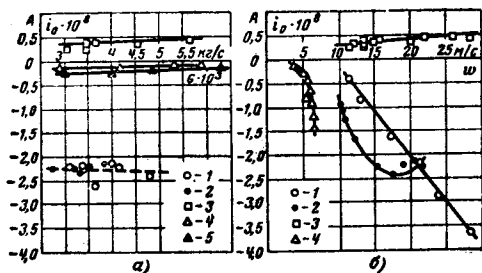


图3 气粉流中各种形状电极的充电电流 i_0 。

- a-与煤粉流量 G 的关系曲线：1-有遮蔽网格状电极， $w=21.2$ 米/秒；2-无遮蔽网格状电极， $w=13.8$ 米/秒；3-板状电极， $w=13.8$ 米/秒；4-棒状电极， $w=3.96$ 米/秒；5-棒状电极， $w=4.42$ 米/秒。
- b-与气流流速 w 的关系曲线：1-有遮蔽网格状电极， $G=2.74 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；2-无遮蔽网格状电极， $G=3.34 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；3-板状电极， $G=3.54 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒；4-棒状电极， $G=3.34 \cdot 10^{-3}$ 公斤/秒。

实际上，当绝缘电极充电到饱和电位 U_{nac} ，接地电极的电路中就产生电流 i_0 。为使电流等于0，只要在电极上加上 U_{nac} 的逆电压就行。也就是

说，当粒子和接地电极接触时，就产生绝对值等于电极饱和电位绝对值的电动势，只是符号相反而已，这一电动势就称为充电电流。但实践表明， U_{nac} 值是极不稳定的，所以按充电电流来测量流量会产生很大的误差。本推荐的方法能补偿 U_{nac} 值的变化，这就大大提高了测量精度和可靠性。

假定有一簇低导电性的粒子冲击在接地电极上，而在这种条件下接触的时间又足以在接触面上产生最大的充电（互相碰撞的速度为 20~30 米/秒，这一条件就能保持），则充电电流值等于

$$i_0 = \frac{U_{nac} \cdot cfn}{S} \quad (1)$$

$$\text{或} \quad \sigma_x = \frac{cfn}{S} \quad (1')$$

式中：

c ——粒子的电容量；

S ——粒子的表面积；

f ——一个粒子与电极相接触的面；

n ——一秒钟内与电极相接触的粒子数。

对于由 r 半径的球状粒子所组成的单一湍散流来讲

$$\sigma_x = \frac{cfGpk}{\frac{4}{3}\pi r^3 \rho S} \quad (2)$$

式中：

G ——固体悬浮物的质量流量；

ρ ——粒子材料的密度；

p ——电极横截面和被测量气流截面之 миделев 比；

k ——粒子撞击系数，这系数取决于气流速度、电极和粒子的形状尺寸，以及电位值。

粒子和电极的接触面可按弹性变形的原理来计算。结果，与金属电极相接触的球形煤粉粒子，就求得下述计算式：

$$G = 1.55 \cdot 10^{15} \frac{\sigma_r r^3 \rho}{w^{0.8} p k} \quad (3)$$

由上式可知，用电接触法测定物体的流量只是在粒径的组成足够稳定和气流的相当流速下才是合理的。本推荐的方法用有遮蔽的网格状电极进行了验证，这种电极的 $k \approx 1$ ，是恒值。

图4在 i_0 、 G 和 σ_r 座标中列出了试验数据。如果说在第一种情况下没有发现充电电流与煤粉流量之间有规律的变化，则在第二种情况下对于相同的试验点存在着接触导电性和煤粉流量之间明显的线性关系。

按公式(3)将计算结果和试验数据作比较，可以看出在气流速度值和影响的程度上是很吻合的。然而公式(3)还不能直接用于测定煤粉的流量，这是因为在多淤散混合物中粒子的平均有效直径很难确定，以及粒子的实际形状还不完全是球状的缘故。

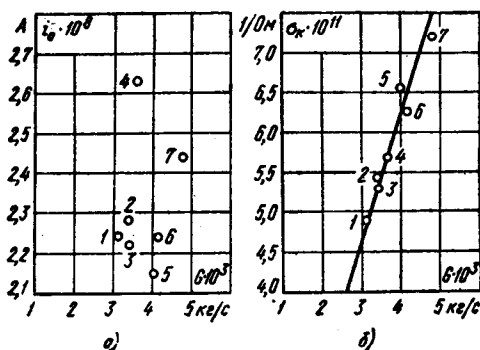


图4 煤粉流量 G 的影响

a-对电极充电电流 i_0 的影响；

b-对气流接触导电度 σ_r 的影响；1~7-试验编号。

电极饱和电位值可达几百、几千伏，这在许多情况下是不允许的。所以 U_{nac} 在必要时应降至 U'_{nac} 值，办法是不断地从电极上排走部分电荷，而且漏电的导电度 σ_{ym} 应与 σ_r 值是可比的。

在这种情况下

$$\sigma_x = \left(\frac{i_0}{U'_{nac}} - \sigma_{ym} \right) = \left(\frac{i_0}{i_{ym}} - 1 \right) \sigma_{ym} \quad (4)$$

式中： i_{ym} ——漏电流。

为使固体粒子互撞系数不受电极和粒子间相互作用力的影响， U_{nac} 可以保持恒定不变，而只改变带走的电荷值，方法是组织负反馈，即相应地改变漏电量，使电极的电位与选定的值保持某些偏差，则

$$\sigma_x = \frac{i_0 - i_{ym}}{U'_{nac}} \quad (5)$$

在这种情况下必须测定两个电流： i_0 和 i_{ym} 。这样就不必测量电流的瞬时值，能比较方便地测量接入电极电路中电容为 c 的电容器极板上 U_c 电位差值。这一差值在电极系统中有漏电时是按下述规律变化的：

$$U_c(t) = \frac{i_0}{\sigma_x + \sigma_{ym}} \left[1 - \exp \left(- \frac{\sigma_x + \sigma_{ym}}{c} t \right) \right] \quad (6)$$

这一式子表明，当漏电量是已知值（或系统中漏电量小到可以忽略不计），气流的接触导电度 σ_x （与固态相成正比）可以任意的时间间隔 t_1 和 t_2 来测定。则

$$\frac{U_{c1}}{U_{c2}} = \frac{1 - \exp \left(- \frac{\sigma_x + \sigma_{ym}}{c} t_1 \right)}{1 - \exp \left(- \frac{\sigma_x + \sigma_{ym}}{c} t_2 \right)} \quad (7)$$

所推荐的煤粉流量电接触测定法，保证很高的测量精度和稳定性，并能在两次测量系统中采用精度较低的仪表。上述方法较合理的是用来对悬浮粒子进行局部测量，因为制造尺寸极小的电极是不会遇到困难的。也可以对悬浮物进行积分流量的测定，如对输粉管导，包括悬浮物浓度不大的气流，如电器除尘器后的气流，空气喷嘴的管导，以及保持恒定流速比较容易的风机管导。

（上锅厂研究所易页译自

《Теплоэнергетика》1973年2月）

利用放射性同位素 测量管道中的煤粉浓度

随着锅炉容量不断增大,对煤粉锅炉,特别是对直吹式制粉系统的煤粉锅炉来说,测量通入燃烧器的煤粉管道中的煤粉浓度具有更重要的意义。但是用目前所用的机械方法来测量煤粉密度是比较困难的,因采用这种方法所测出的准确度只能达到15~20%,同时还存在着一系列技术问题。曾在一台260吨/时立式旋风炉上采用机械方法进行测量。该锅炉配有三台磨煤机,向6只切向燃烧器供应煤粉。其测量截面分布情况见图1。根据图2中的测点所测出的煤粉浓度的分布情况见图2。

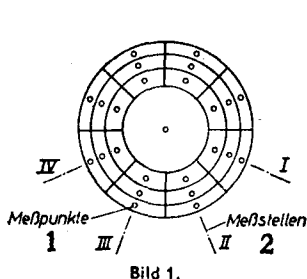


图1 用机械方法测量时
测量截面的分布(按 Rado 法)
1-测量点 2-测量位置

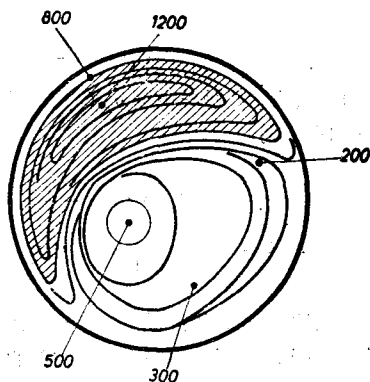


图2 测量段上煤粉的分布

此外,目前西德还采用一种连续机械测量法来测定煤粉浓度(图3)。虽然这种方法比前一种机械方法有所改进,但还存在某些技术问题。因此也认为不是一种最理想的测量方法。

为了解决上述存在问题,采用一种新的测量装置,即利用放射性同位素来测量管道中煤粉浓度。该装置用的放射源采用铯90($Sr90$)制剂(4×20

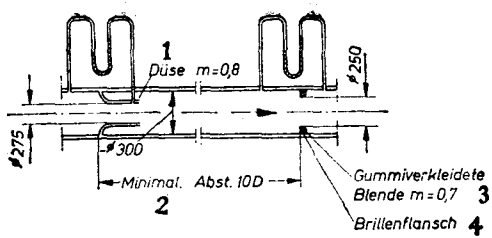


Bild 3.

图3 机械连续测量煤粉装置示意图

1-喷管; 2-最小间距; 3-橡胶垫块 $m=0.7$; 4-钢眼法兰;

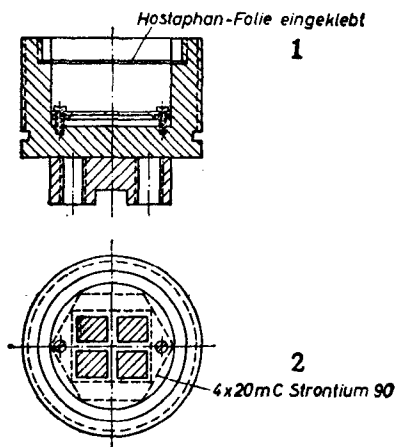


图4 同位素制剂支承装置

1-Hostaphan薄片; 2-铯90制剂 4×20 毫居里。

毫居里 = 80mC)。图3所示为同位素制剂支承装置。

接收器采用充有10表压氙气的 β -电离室(图5), 其电流为 34×10^{-11} 安培(无薄片)或 17×10^{-11} 安培(有 2×100 毫米薄片)。

为了选择最佳的设计比例, 曾对测量装置与同位素到接收器之间的测量孔尺寸相互关系以及对测量孔之间的距离进行了研究。当同位素制剂一

侧上测量孔为 24 毫米时, 孔的间距从 310 增大到 470 毫米, 其相互关系见图 6。

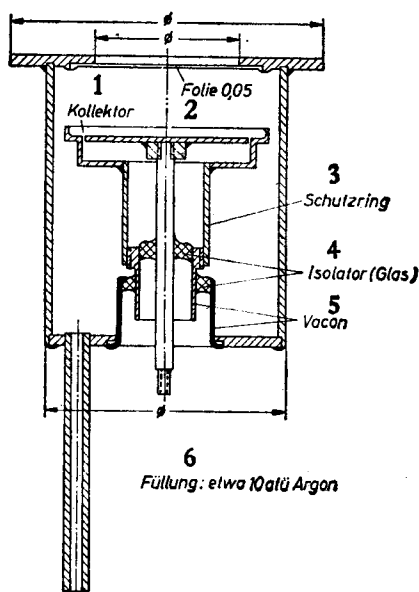


图 5 β -电离室

- 1-收集器; 2-0.05薄片; 3-保护环;
4-玻璃绝缘环; 5-滑套; 6-内充10表压氩气。

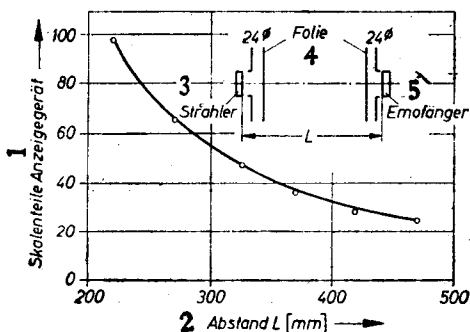
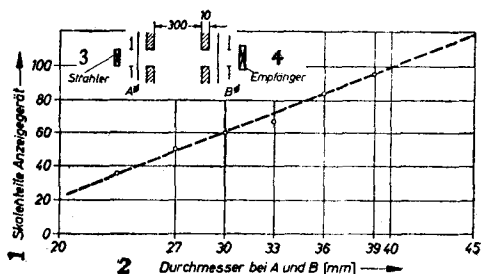


图 6 同位素制剂一侧上测量孔

- 1-刻度数; 2-间距(毫米); 3-发射器; 4-薄片; 5-接收器;

对接收器一侧的不同直径的测量孔(24、23、22、21、20毫米)也进行了同样试验研究。

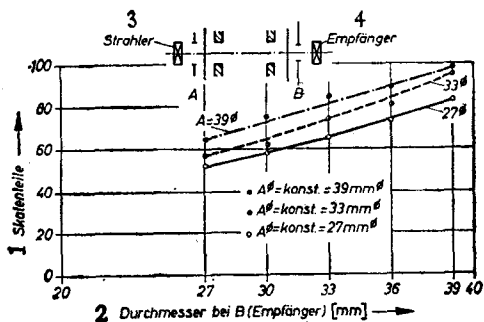
为了确定在测量的间距不变时的测量孔的影响,当接受器和发射器之间的测量间距为300毫米时,把测量孔直径从27毫米增大到39毫米(每级增加3毫米),其相互关系见图7。图8所示为接收器一侧的测量孔直径为27、33、39毫米时的关系曲线。



A和B直径 毫米

图7 同位素制剂和接收器一侧的测量孔

1-刻度数; 2-A和B直径(毫米); 3-发射器; 4-接收器;



B (接收器)直径 毫米

图8 同位素制剂和接收器一侧的测量孔

1-刻度数; 2-B(接收器)直径毫米; 3-发射器; 4-接收器;

对同位素制剂一侧上测量孔直径为27、33和39毫米来说,也以同样方法来取得关系曲线,见图9。

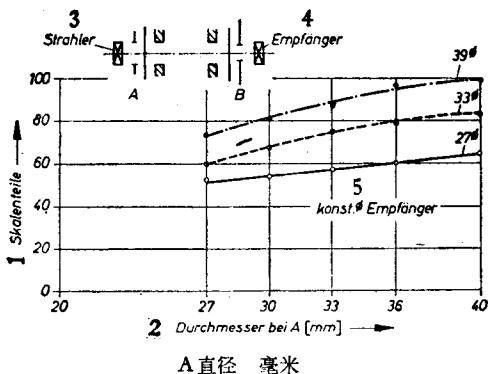


图9 同位素制剂和接受器一侧上测量孔

1-刻度数; 2-A直径(毫米); 3-发射器; 4-接收器; 5-接收器 ϕ 不变;

从图8及图9曲线可以看出, 接收器上的测量孔尺寸变化影响不是很大的。

对测量装置的放射部分研究的同时, 也对测量技术和测量数进行了研究, 其研究目的是:

1. 选取和研究测量装置, 用它能均匀地测量在测量位置的全截面上的煤粉密度;
2. 确定测量孔的不同位置及其尺寸;
3. 探求测量孔覆盖用的薄片材料;
4. 确定薄片防磨损用的空气引入方法和煤粉在薄片上沉淀状况。因沉淀会大大地影响测量误差。通过简单计算可知: 0.1毫米厚的沉淀相当于500克标米³的煤粉密度, 这已是煤粉管道中堵塞极限值。
5. 确定监督外层薄片损坏用的信号装置等。

为了达到上述目的, 在试验用的煤粉管道中的测量段上装有文丘利式喷管。测量装置布置见图10。为了使煤粉流均匀地流过两个孔, 则文丘利式的喷管采用薄片覆盖, 同时用 4×20 mC (毫居里 = 10^{-3} 居里) 的 $\text{Sr}90$ 制剂通入, 并用充有10表压的氩气 β -电离室来测量放射线。为防止覆盖孔上的薄片侵蚀和沉淀, 其内引入空气。图11所示为放射性制剂支架和照明装置。

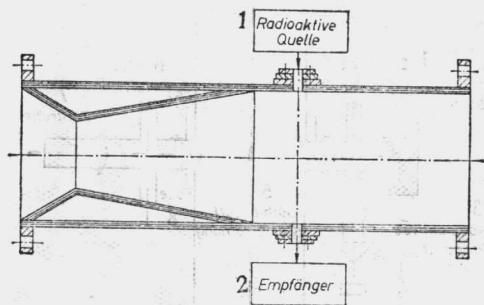


图 10 利用放射性来测量管道中煤粉密度的测量装置布置

1-放射源; 2-接收器。

如图 11 所示的支架和安全照明装置的联结和布置见图 12。

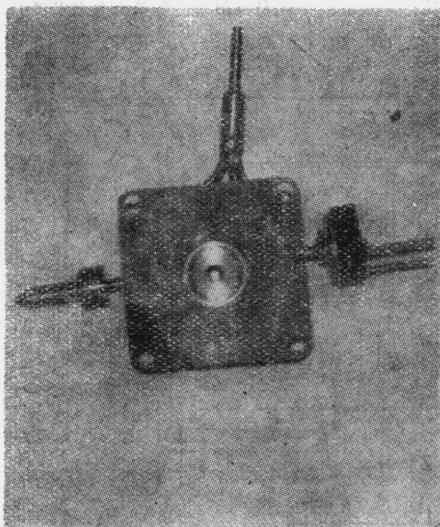


图 11 同位素制剂支架和安全照明装置

根据技术安全的要求，保安系统不仅装在放射性同位素一侧，而接收器一侧也同样装有保安系统。

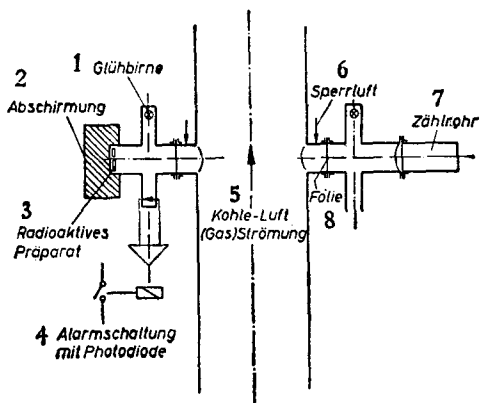


图 12 安全照明装置联结及系统图

- 1-白炽灯泡；2-屏蔽；3-放射性制剂；4-带二极管信号器接线；
5-气粉流；6-空气；7-计数管；8-薄片。

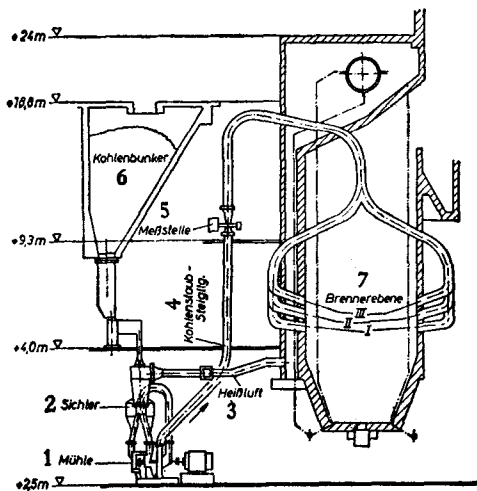


图 13 100吨/时锅炉上测量装置布置位置

- 1-磨煤机；2-分离器；3-热空气；4-煤粉上升；5-测量位置；
6-煤斗；7-燃烧器区域。

在测量装置试验研究以后，就将图 10 所示的系统在 100 吨/时锅炉运行条件下进行了长期考验。测量装置安放在磨煤机到燃烧器的一根煤粉管道上。磨煤机最大出力为 5 吨/时，空气流量 5000 标米³。该台锅炉燃烧装置和测量位置布置见图 13。

磨煤机运行后分离器中温度约为 115℃，然后供煤粉。计算的煤粉密度为 250 克/米³=390 克/标米³，相应的流量变化为 10%。

当分离器中温度下降到 80℃时，煤粉密度变化不大。从图 14 可看出，煤粉密度波动是由于煤粉供给不均匀性而引起的，同时也取决于分离器中空气温度。如还要提高测量准确度，则可改进和调整与 β-电离室直接联结

薄片使用寿命及污染情况

表 1.

	装入时间 小时	磨煤机 运行时间 小时	紫铜片	备 注
10	-69.1.9			→ 第一对薄片装入， { 多次检验，无污点
20		520	378	
30	-69.1.31	(至2.27)	(至2.27)	→ 第一对紫铜片
40		632	558	→ 检验： 薄片1: 细小污点 薄片2: 轻微污点
50				
60	-69.2.27			→ 第一对薄片拆卸； 第二对薄片装入
70		2/3月	2/3月	紫铜片1: 如1.31 紫铜片2: 外表起皮
80		744	271	
90	-69.4.3	4月~56		→ 检验： 薄片1: 中间有细小 深色污点 薄片2: 在边缘上 细小带状污点
100		至8.26为3496		
110		(薄片无损坏)		
120		(2.27开始: 4240)		↓ 裂纹开始产生
				↓ 6.6 严重污染

的电子管放大器。表 1 薄片使用寿命及污染情况。图 14 为所测量的煤粉密度变化记录情况。

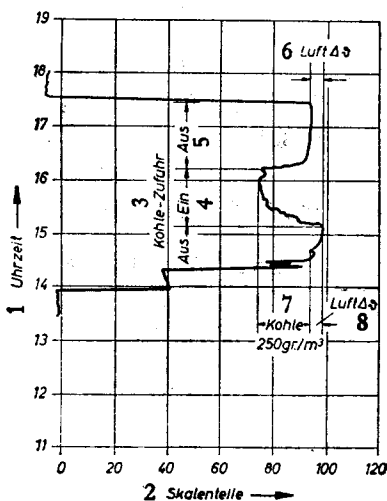


图 14 煤粉密度变化记录情况

- 1-时间; 2-刻度数; 3-输粉系统; 4-进口;
5-出口; 6-空气 $\Delta\theta$; 7-煤粉、250公斤/米³; 8-空气 $\Delta\theta$ 。

该测量装置通过在运行条件下的考验表明,要比现有的机械方法测量管道中煤粉浓度来得简单又准确。同时这种测量装置也适用于连续测量,并可对每根管道中的煤粉浓度进行比较,同时还可测定煤粉密度绝对值。此外所测出的浓度值可作调节脉冲来控制燃烧强度,因此对燃气体或液体燃料的炉膛来说,可大大地缩短燃烧滞后时间和简化燃烧过程的调节。通过单根管道内的煤粉浓度比较可经常控制给煤机工作情况。这特别对液体排渣炉更为重要,因还原气氛会造成炉膛水冷壁的腐蚀。

(上锅厂研究所华峰译自《VGB》1970年H.2.)

锅炉炉膛中的黑度与积灰的吸热性能

煤粉炉膛的辐射热在很大程度上取决于受热面积灰的放射性能和导热率。本文是积灰黑度和吸热性能的研究结果。

试验装置示于图1。

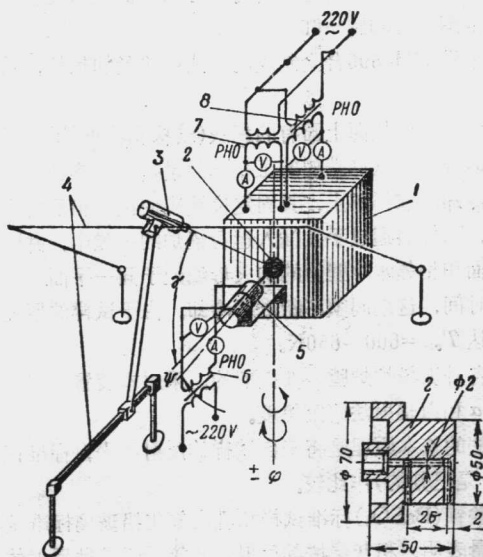


图1 试验装置示意图

- 1-加热试样用的电炉；2-试样；3-高温辐射计；4-高温计移动装置；
- 5-辐射炉；6、7、8-电炉补偿和工作绕组管式炉的电压调节器

在表面涂有一层被试验积灰的试样上，钻有 $\phi 2$ 毫米的孔，深25毫米。在此孔中插入热电偶，以测量试样表面温度和试样轴线上的温差。

专门的测量表明，当试样在炉子中加热时，实际上不存在径向的温度梯度。

利用«Рапир»全辐射高温计作为试样加热面的辐射接收装置。辐射计的标准石英棱镜用特制的萤石棱镜来代替。高温计是由全苏测量机械研究所(ВНИИМ)按照标准绝对黑体来分度的,温度范围为550~1200K。

高温计靠一只移动装置在垂直面上移动,圆弧形的移动角度为 $\gamma=15\sim 60^\circ$,这样就能在这一面上对试样加热面本身的辐射亮度以及加热面反射亮度的分布情况进行研究,也就是说能获得自身辐射和反射的指示线,(特征曲线)。

当炉子绕其垂直轴线旋转时,有可能在水平面上研究辐射的指示线,旋转角度 φ 的范围为 -60 到 $+60^\circ$ 。

辐射热源采用ЭИ-595合金制成的管式电热丝加热炉,其吸热能力为 $\alpha=0.991$ 。

为了获得水冷壁受热面上固有的积灰(结构和物理特性保持不变)设计了一只专用的取样器。试样端部的工作表面是捕取灰样(层状)的地方,试样固定在水冷却的取样器上,其固定位置应使试样相反的表面能受到水的冲刷和冷却。取样器通过手孔插入运行锅炉的炉膛中,并固定之,但应使试样的工作面和相邻水冷壁管的向火母线处于同一平面上。试样在炉膛中保持必要的时间,这期间须不断进行冷却。由于试样的厚度较大,故工作面的温度可达 $T_{em}=600\sim 650K$ 。

灰样是在各种煤粉炉炉膛上部摄取的。采用本装置能以反射法研究积灰的吸热能力 α 和以辐射法研究黑度。

第一种方法的基本原理是将来自试样的反射和来自标准试样的反射(其反射分数 ρ 是已知的)作比较。

采用了硫酸钡($BaSO_4$)标准试样和乳白氟化铅玻璃标准试样MC-14。

所作的测量表明,积灰层按其反射性质接近于扩散反射体。吸热能力的数值为 $\alpha=0.55\sim 0.3$ 。这样低的数值表明,积灰的吸热性能是属于可见光的范畴($\lambda=0.4\sim 0.76$ 微米)。标准试样的反射系数是按这一范围来确定的。所求得的MC-14标准试样的扩散反射系数值(波长范围为0.4~2.4毫微米),证实了从2.0毫微米开始,随着 λ 值的增加 ρ 值就急剧下降。由于缺乏大范围红外线标准试样的反射系数值,所以不能利用反射法来测定热工学所感兴趣的积算吸热性能。除了阐明积灰反射的扩散性以外,反射法还能获得一个重要结果:使采用辐射法来研究积灰黑度成为可能。

为了用辐射法计算积灰的黑度 e ,必须知道积灰层表面真实的 T ,和辐

射温度 T_p ，这样 ε 可按下式计算：

$$\varepsilon = \frac{T_p^4 - T_{\text{окр}p}^4}{T_s^4 - T_{\text{окр}p}^4} \quad (1)$$

式中 $T_{\text{окр}p}$ ——周围介质温度，K

如认为厚 30~40 毫微米的极薄积灰层的热阻是微不足道的，则积灰表面真实的辐射温度可以认为是积灰层底下的金属基底的温度。这样，测量了积灰的辐射温度后，即可按公式(1)计算积灰的黑度。根据这些数据厚 30~40 毫微米积灰层的热阻约为 0.0005 米²·时·K/大卡。在用辐射法计算黑度时，忽略不计这些热阻值会造成 3% 的误差。

为了阐明积灰层厚度（薄层积灰 30~40 毫微米时金属基底的透光度）对表面吸热性能的影响，在两只贫煤积灰的试样上以反射法测定了吸热性能。测量结果表明，这两只试样的反射系数相差只有 4%。

利用取样器还得到了厚 30~40 毫微米的积灰试样。顿涅茨贫煤的积灰是在 ТП-26 ($D=170$ 吨/时, $P=110$ 公斤/厘米², $t_{\text{кр}}=510^\circ\text{C}$) 锅炉中抽取的。无烟煤积灰量在 ТП-230 ($D=230$ 吨/时, $P=100$ 公斤/厘米², $t_{\text{кр}}=510^\circ\text{C}$) 锅炉中抽取的；那扎洛夫斯克煤的灰样是在 ПК-38 ($D=270$ 吨/时, $P=140$ 公斤/厘米², $t_{\text{кр}}=565^\circ\text{C}$) 锅炉上抽取的；莫斯科近郊褐煤的灰样是在卡什尔电站第一期工程的第一台锅炉上抽取的，取样所需时间为 2 小时。在试样在炉中加热的过程中，用辐射高温计测定了积灰层的温度和用有刻度的铬铝热电偶 ($\phi 0.3$ 毫米) 测量了金属基底的温度。辐射高温计的热电势用 ППТН-1 和 ППТВ-1 的电位差计测量，其精度分别为 0.001 和 0.01 微伏。每只试样在电炉中加热数次。第一次加热后，由于碳被烧掉，所以无烟煤和贫煤的黑度就下降，积灰温度与黑度之间的关系曲线是在重复加热时测量而绘制成的。图 2、3 和 4 列有四种煤种的累计黑度和积灰层表面温度 T 的试验数据。按所采用的测量方法，所得的数据代表法向的黑度 ε_0 。通过属于同一煤种的试验点划一根平均线 I，贫煤积灰的试验数据和平均线的偏差（该线上的试验点数最多）为 $\pm 5\%$ ，而其他煤种的偏差则要小些。贫煤和无烟煤的平均值 ε_0 彼此比较接近；两种牌号褐煤的数值亦比较接近。由图可知随着温度的提高灰的黑度会减少。贫煤和无烟煤积灰的 ε_0 值(图 2 和图 3 的线 I) 在 530~900K 温度的范围内从 0.8 减少到 0.7；那扎洛夫斯克和莫斯科近郊煤(图 4 线 I) 则从 0.85 减至 0.8。

为了阐明半球面形上和法向上黑度之比 $\varepsilon/\varepsilon_0$ 测量了半空间的矢量值 ε_φ 。按下式求这些矢量的平均值，就得出半球面的黑度值 ε 。对于各种煤

$$\varepsilon = \int_0^{\pi/2} \varepsilon_\varphi d\sin^2\varphi \quad (2)$$

种实际上都获得相同的比值 $\varepsilon/\varepsilon_0=0.93$ 。在法向上(线 I)在 ε_0 的平均值上乘上修正系数 $\varepsilon/\varepsilon_0$ 所求得的半球面黑度和温度间的关系系数示于图 2、3 和 4(线 I)。

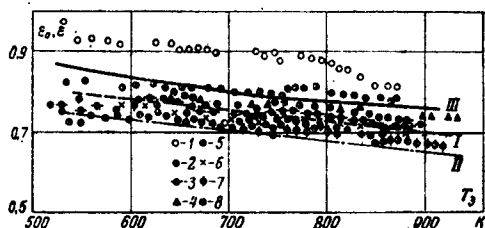


图2 顿涅茨贫煤灰的黑度

I-法向上试验数据的平均关系线; II-半球面黑度;

III-按文献3分煤渣的黑度;

1-第一次加热时的黑度; 2-同一试样重复加热时的黑度;

3-8-各种试样重复加热时的黑度。

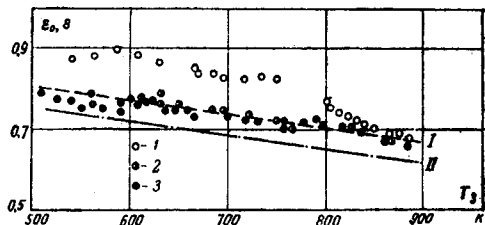


图3 无烟煤的黑度

I、II——见图2;

1-第一次加热时的黑度;

2-同一试样重复加热时的黑度; 3-另一些试样在重复加热时的黑度。

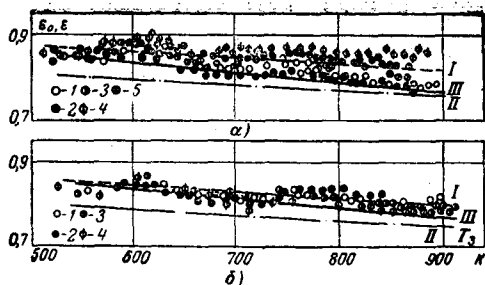


图4 褐煤灰的黑度

I、II-见图2；III-褐煤灰的黑度，按文献2；
 a-莫斯科近郊煤；
 1-第一次加热的黑度；2-同一试样重复加热时的黑度；
 3-5-各种试样的黑度；6-那扎洛夫斯克煤；1-4-各种试样的黑度。

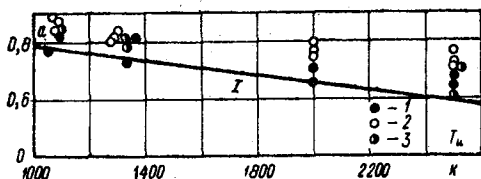


图5 $T_n = 300$ K时灰的吸热性能和热射体温度之间的关系

1- $T_n = 300$ K时贫煤吸热性能的计算关系线；
 1-顿涅茨贫煤；2-那扎洛夫斯克煤；3-莫斯科近郊煤

图2和图4中所列的为所得的试验数据和文献中已有的数据的比较。图2中曲线III是贫煤渣的黑度和温度之间的关系。由该图可知，灰和渣的黑度与温度之间的关系是相同的。此时，对渣来讲， ϵ_0 的绝对值比灰 ϵ_0 的绝对值高6%（线I）。图4中所获得的试验数据可以和褐煤（线III）的黑度相比较，由该图可知莫斯科近郊煤和那扎洛夫斯克褐煤的黑度值与试验数据很吻合。

关于积灰积算吸热性能的测定方法，其实质是：带有薄层积灰的试样固定在水冷取样器上承受热源的辐射。辐射源采用管式电炉和红外线灯НИК-220×1000。在电炉温度为1100和130K，红外线灯为2000和2500K

时，待通过试样的热流趋于稳定后进行测量。此时，测量了装在试样轴线上的差动式铬-考铜合金热电偶的电动势。然后从试样表面拭去积灰层并用БФ-2胶水涂上一层炭黑，在相同温度下和相同的热源位置上记录下试样的温差。由于在这些条件下试样的表面温度较低(300K)，故本身的辐射影响可以忽略不计。由此可知，当试样的侧面与周围的面不进行热交换时，灰样和标准面上的温差与其吸热能力成正比，即

$$\alpha_s = \alpha_m \frac{\Delta t_s}{\Delta t_m} = \alpha_m \frac{\Delta E_s}{\Delta E_m} \quad (3)$$

差动式热电偶的热电动势用ППТН-1电位差计来测量，测量误差不超过所测值的±0.5%。

标准面(炭黑)的吸热系数用光技术研究所的分度装置测出：为 $\alpha_m = 0.96$ ，这和文献数据是相符合的。贫煤、那扎洛夫斯克煤、莫斯科近郊褐煤的吸热性能的试验数据列于图5。灰的吸热性能和温度之间所存在的关系，说明了灰的性质与«灰»体有偏差。图中实线I为贫煤灰的吸热性能与温度之间的计算关系曲线。该曲线是按Б. А. Хрустальный和А. М. Раковский所推荐的公式计算的

$$\alpha_1 = \varepsilon_1(T_1) - 1.35 \cdot 10^{-4}(T_2 - T_1) \quad (4)$$

式中 α_1 ——温度 T_1 时灰的吸热性能
 $\varepsilon_1(T_1)$ ——在温度 T_1 时灰的辐射性能
 T_2 ——辐射源温度，K

由该图可知，所得的贫煤的吸热性能与列举的计算关系曲线很符合。

(上锅厂研究所易页译自«Теплоэнергетика»

1970年№10)

用氦气示踪剂测量大型锅炉的漏风

要使锅炉达到有效运行必须将燃烧空气量控制在最佳值以使干烟气及未燃尽碳的损失减少到最低程度。当外界空气漏入锅炉时烟气损失增加，但一般情况下未燃尽碳却并不相应地减少。因此测量漏风量及测定漏风区域的方法对锅炉有效运行是很重要的，本文叙述一种采用氦示踪剂来测量烟空气流量的新技术。

现有的漏风测量方法：

在锅炉御负荷时一般经常采用烟气试验的方法。此种方法较为简便但不能定量并且在漏风相当大的情况下会得出错误的结果。

在锅炉系统中若干点测量烟空气流量再加上对锅炉烟气的分析即能得出一漏风定量值及漏风区域的近似位置。烟气流量一般用皮托管作横向移动来测定。整个试验所需时间很长，这样锅炉运行工况的变化会给试验造成困难，并且燃烧烟气流横向的不均匀性亦使烟气取样具有代表性发生困难。

曾有人提出过这样的方法，即先在锅炉处于负压状态下时测定过量空气量，然后对锅炉稍加压力再测定过量空气量，两者之间的差别即是漏风量。这种测量方法亦要求烟气取样具有代表性，并且为要维持试验所需的条件还会产生一些运行操作上的问题。

确定漏风量的最直接的方法是测定通过整个系统的绝对烟气流量。理想的测量方法应是迅速的，化费人工少且不受烟气横向不均匀性的影响。采用气体示踪剂的方法即能在很大程度上满足这些要求。

烟气流冲击法：

测量流体流量所经常使用的方法是将一已知数量的可溶物质放入流体中，然后在流体下游相当远的一点处(为使加入物与流体充分混和)测量嗣后的浓度(2)，按原理来说，如果在烟气流中加入一示踪气体则亦可采用类似的方法。

但这种方法在实际上很少使用。思林对此进行过研究认为主要困难在于正确地测量示踪气体的较低的浓度(3)。如示踪剂浓度高，则测量较为方便，但成本很高。

但随着近来分析方法的发展纠正了对这一技术的看法。现已有可测量许多浓度为10ppm或更低的气体的质谱仪及烟气色谱仪。本文讨论的测量方法的基础即是用质谱仪测量氮示踪剂。

氮示踪剂法:

氮与输入锅炉的空气混合, 其在整个锅炉系统内的浓度用一质谱仪进行测量。对一密封的系统来说氮浓度保持不变, 而对一有泄漏的系统氮浓度则下降。将锅炉系统中任何一点处的氮浓度与进入锅炉的空气中的氮浓度进行比较即能确定整个系统中直至取样点处的漏风量。

示踪剂选择:

选用氮示踪剂具有许多优点。它化学性能不活泼, 在燃烧温度下相当稳定, 并且它在空气中的含量很少。用一简单的质谱仪即能测出其在1~2 ppm重量之比时的相当低的浓度。这说明, 即使大型炉膛测定漏风所需的氮亦是很少的, 因此成本费用就不成为问题了。再则由于它的分子重量轻因而保证了它在烟气流中的迅速扩散, 这样大大减少了烟气流横向的不均匀性。

最近有人在一钢再热炉膛中用氮示踪剂测量烟气流量。报导中(4)特别提到氮的迅速扩散, 在一直径约为1米的管子内在一点处注入氮示踪剂即能产生与烟气的近乎完全的混合。文中未对混合特性予以数字的简述, 他们得出如下的经验:

其他气体并无上述的优点。除氮以外的其他惰性气体不是太贵就是在空气中的含量很高。其他如一氧化二氮, 六氟化硫, 虽然很容易测定, 成本亦较低, 但在炉膛温度下不稳定并且与烟气混合很慢。

氮气分析:

氮气分析是用一稍经改进后的质谱仪进行的, 该质谱仪原设计为对真空系统测定泄漏用。如图1所示, 采用一气体进口系统, 它将试样引进真空室而不改变其成分, 并且控制真空室压力。测定压力时需用一灼热丝电离计, 以达到压力的精确测量。

直至压力为 2×10^{-5} 毫米汞柱时, 质谱仪的示象一直是成直线的; 当压力超过此值时, 即产生多次散射效应; 压力小于 1×10^{-5} 毫米汞柱时, 仪器长期保持稳定; 在较高压力的情况下, 试样必须间断地输入以减少电极沾污。

市场上现有的质谱仪漏风探测器灵敏度及稳定性有变化。进行定量分

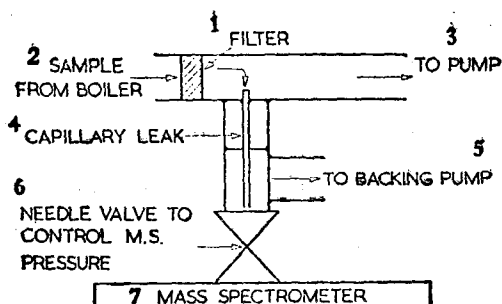


图1 质谱仪试样进口系统

- 1-过滤器 2-锅炉中取样 3-至泵 4-毛细管泄漏
5-至回收泵 6-控制质谱仪压力的针形阀 7-质谱仪

析最好是用带有加热反射栅极的质谱仪以减少电极丝沾污来增强稳定性。当真空室压力大于 1×10^{-5} 毫米汞柱时不要采用没有反射栅极的仪器。

质谱仪是用已知浓度的氮与空气混合物进行校验的，在燃烧烟气中进行氮气分析时需作小量、定值的校正。质谱仪作用时间为全刻度偏转的 90% 时，少于 1 秒，但由于取样管线中延迟等原因故分析时间往往较长。质谱仪应在严格控制的条件上使用。在仪器附近的氮气浓度不应太高，取样系统的泄漏应保持定量而少，质谱仪工作压力应保持不变，并在每组试验时需对仪器进行校验。在这些条件下当氮浓度为 5ppm (重量之比) 时，仪器的准确度可达 $\pm 2\%$ 。

氮气喷入及烟气取样：

将氮气喷入的最简便的方法是利用供应燃烧用空气的风机。在进口导管处装一只多点喷射探示器，可达到混合和均匀。氮气流动率由压力调节阀控制并用一般的气体流量表测量。亦可不用风机混和而直接将氮气喷入导管。但在这种情况下如导管很大则在下流处氮的浓度是不均匀的，因此探示器需在导管横截面处移动。在一容量为 360 吨/时的锅炉中，喷射率为 1.3 克/秒时最后可得到氮的浓度为 10ppm (重量比)。

对用燃烧用空气风机将氮进行混和的方法的效果曾作了试验。在风机 (容量 50 公斤/秒) 气流进口前 3 米处采用单点喷射并在约为 2.5×1.6 米的出口导管 3 米处将探示器作横向移动。所有测得的氮浓度都在导管氮平均

浓度的 $\pm 2\%$ 范围内。对将氮直接喷入导管的方法亦作了同样的试验。导管尺寸为 3×2.5 米，烟气流速率为 25 公斤/秒。采用 5 个多点喷射探示器，取样探示器在下流 6 米处作横向移动。氮浓度一般在导管氮浓度平均值的 $\pm 10\%$ 范围内，但有小部分地方的浓度比平均值高 30%。

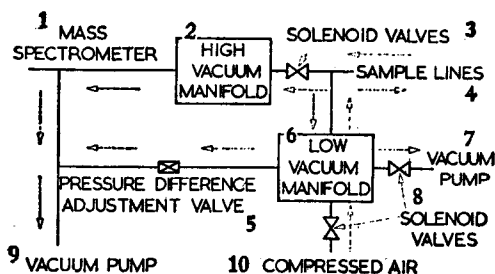


图2 取样系统布置

- 1-质谱仪 2-高真空分叉管 3-电磁阀 4-取样管线 5-压差调节阀
6-低真空分叉管 7-真空泵 8-电磁阀 9-真空泵 10-压缩空气

取样系统如图2所示。烟气试样用钢制探示器取得，该探示器必要时可用水冷却并装有玻璃纤维或金属网过滤器。用尼龙管子将探示器连接在取样歧管上。所有管线都连续进行取样，用电磁阀选择使用一只或成组探示器。这样从许多位置取得的试样可在方便的中心点处进行快速分析。探示器及取样管线在必要时可用压缩空气清洗。取样点布置视锅炉需测面积而定。

实验方法与结果计算：

锅炉漏风常常以占离开空气预热器的空气的百分比来计算。这种方法只是在空气预热器漏风量相当小的情况下才适用并且通常是用来测定绝对流动率的。采用示踪剂法设二个喷射点即能解决这个问题。二个适宜的喷射点如图3所示，该图例示了一典型的双流程锅炉系统的主要流动率。

下列各参数的定义如下：

在鼓风机处将氮喷入

(所有流量均以质量流动率计算，公斤/秒)

$$M_{H_2} = M_{H_2A} + M_{H_2B} \quad \text{进入该系统的氮质量流量}$$

$$M_1 = M_{1A} + M_{1B} \quad \text{通过鼓风机的空气流量}$$

$$M_2 = M_{2A} + M_{2B}$$

$$M_3 = M_{3A} + M_{3B}$$

$$M_4 = M_{4A} + M_{4B}$$

$$M_5 = M_{5A} + M_{5B}$$

$$M = M_A + M_B$$

$$m = m_A + m_B$$

$$M_p = M_{pA} + M_{pB}$$

$$M_L = M_{LA} + E_{LB}$$

$$x_1 = (x_{1A} + x_{1B})/2$$

$$x_2 = (x_{2A} + x_{2B})/2$$

$$x_3 = (x_{3A} + x_{3B})/2$$

$$x_4 = (x_{4A} + x_{4B})/2$$

$$x_5 = (x_{5A} + x_{5B})/2$$

燃烧空气流量

燃烧室出口处烟气流量

省煤器出口处烟气流量

从空气预热器来的烟气流量

空气预热器中空气侧到烟气侧的漏风

空气预热器中烟气侧到空气侧的烟气携带(仅指回转式)

受压部分的漏风

外界空气漏进空气预热器烟气侧

鼓风机排风处氮浓度

空气预热器空气出口处氮浓度

燃烧室出口处氮浓度

省煤器出口处氮浓度

空气预热器烟气出口处氮浓度

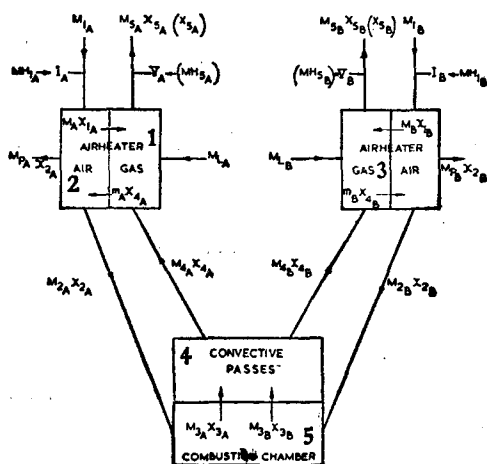


图3 锅炉系统中主要烟气流程图

1-空气预热器 2-空气侧 3-烟气侧 4-对流通道 5-燃烧室

在诸如燃烧室出口等处，探示器需作横向移动，故这些点的浓度取平

均值。为使各部分的质量流测量都接近士5%，则应调整氮喷射量致使“A”侧的浓度与相当的“B”侧的浓度的差别不超过20%。

空气预热器烟气出口处喷氮

$$M_{H_2} = M_{H_{2A}} + M_{H_{2B}}$$

进入该系统的氮流量

$$X_5 = (X_{5A} + X_{5B}) / 2$$

空气预热器烟气出口处氮浓度

m 值相当小且是常数，是根据空气预热器形状及旋转速度而计算得出的。至今为止的试验表明 M_L 是无紧要的，可忽略不计。在氮质量达到平衡后可推导出下列关系式：

$$M_1 = M_{H_2} / x_1 \quad (1)$$

$$M_3 = M_{H_2} / X_5 \quad (2)$$

$$M_P = (M_{H_2} - M_{5_{s_1}}) / x_2 \quad (3)$$

由于锅炉工况波动，是不可避免的，故需在尽可能短的时间内测出所有的氮浓度。测量 x_1 、 x_2 、 x_3 、 x_4 、 x_5 及 X_5 的时间约为15分钟，因为在试验时采用双喷射点所以需使用二级步序。

先确定 x_2 、 x_5 及 X_5 ，并根据公式(2)、(3)算出 M_P ， M_P 求得几个值后即可算出平均值。然后在鼓风机处将氮喷入并且得出 x_1 、 x_2 、 x_3 、 x_4 、 x_5 。当探示器不作横向移动时，则可在少于5分钟的时间内确定这些浓度。当探示器需要作横向移动时，则先确定探示器在各不同位置时所测的数值，然后再求得平均值。利用上述求得的 M_P 值根据下列公式即可确定其余的未知值。

$$M_5 = (M_{H_2} - M_P x_2) / x_5 \quad (4)$$

$$M_4 = M_5 (x_1 - x_5) / (x_1 - x_4) + m \quad (5)$$

$$M = M_5 + m - M_4 \quad (6)$$

$$M_2 = M_4 x_4 / x_2 \quad (7)$$

$$M_3 = M_2 x_2 / x_3 \quad (8)$$

利用这些求得的值可验算空气预热器空气侧的质量平衡：

$$M_1 + m = M_2 + M + M_P$$

如上式误差大于10%，则说明 M_L 不可略去不计。可以不同的 M_L 值用试算法求解。

如质量平衡情况不同，则可得出其他形式的质量流量方程式。但由于 x_1 仅稍大于 x_2 ，因此根据 x_1 与 x_2 的差而定的方程式，其得出的结果正确性很差，不可采用。上述计算方法经试验均能符合实际情况。

每一空气预热器的漏风近似值往往是将该预热器看作是烟和空气互不干涉的二个流动系统而计算求得的。当这是不可能时，或者要得到精确的结果时还需加设其他喷射点。在特定的锅炉工况条件下，需进行多组测量，并将结果进行统计。这样就更减少了因工况波动而产生的误差。这样根据所得到的绝对质量流量可计算锅炉各部分的漏风。表1为一容量为109公斤/秒的锅炉的测量结果。

试验是在平均负荷为10.8万千瓦的条件下进行的。

表1 用氦气示踪剂测得的—12万千瓦(109公斤/秒)锅炉机组的漏风

	正常运行工况下的平均漏风
磨煤机漏风	-11.0 公斤/秒
燃烧室漏风	- 4.2 公斤/秒
炉膛出口与低温过热器第2, 第3段之间的漏风	- 2.5 公斤/秒
低温过热器第2, 第3段与空气预热器进口间的漏风	-12.6 公斤/秒
锅炉系统的总漏风	-30.3 公斤/秒
空气预热器漏风	-13 公斤/秒
系统平均空气损失	-2 公斤/秒
经过鼓风机的空气	-103 公斤/秒
燃烧器处的燃烧空气	-102 公斤/秒
化学当量的空气要求	-103 公斤/秒
额定空气要求	-126 公斤/秒

结尾:

上述的氦亦踪剂法曾成功地用于测定容量至109公斤/秒的几台锅炉的漏风。此种方法灵活、迅速并且不需要严格控制锅炉工况即能迅速测出大量数据。因此能迅速求得随着各种变量，如炉膛压力等，而产生的漏风量的变化。

在一容量为100公斤/秒的锅炉上进行一套完整的试验，成本约化400英镑，其中包括氦气及人工。如在锅炉大修时为明确工作内容而进行简单的试验则所化成本还要低。在更大的机组上还未作过试验，但应是可能的且测试技术不必变动很大。

气体示踪法还能精确地测出绝对流量。它不受气体的物理性能(温度等)及导管形态变化的影响。在大型管导上需作多点喷射及取样，但在直

径为 1 米以内的管子中单点喷射即能达到足够的混和。

(上锅厂研究所戈宗英译自《Combustion》1972年11月)

参 考 文 献

- [1] Vnukov, A. K. "Air Leaks In Furnace Chambers, Their Effect on the operation of Boilers and Methods of Simplified Control" Teploenergetika 1960, 17, 44
- [2] Badger, W. L., Introduction to Chemical Engineering McGraw-Hill, 1955.
- [3] Thring, M. W. "The Science of Flames And Furnaces", Chapman and Hall, Londou, 1962.
- [4] Stretz, J., "Helium Tracing In An Industrial Furnace" Revue Genevale de Thermique 1969, 601

红外线气体分析仪

在工序过程的最佳控制，制成品的品质管理，操作的安全管理及防止公害等方面都对分析仪器提出迫切的要求。其中红外线气体分析仪以其反应速度快，能够连续分析，选择性好，可测定对称成份和测定范围广等优点引起各行各业的广泛重视。为此，日本的测量仪表制造厂近二、三年来对红外线气体分析仪进行技术开发和技术引进，在技术方面和价格方面提出新的要求。株式会社堀场制作所制成汽车排气测定器，其取样系统内有一氧化碳分析仪，该装置采用 IC 回路，故重量仅 7.5 公斤，是世界上最小的红外线气体分析仪，已引起欧美的重视，用来对付公害是有前途的（见图 1）。

通常红外线气体分析仪是一种价格高昂，操作困难和体积较大的仪表，现在这种概念应改变了，这种仪表将成为常用的商品，在技术上和质量上已大为改进了。

本文为了使读者能正确了解红外线气体分析仪，将以堀场制作所的 EIA-1A 型红外线气体分析仪为中心来说明其基本原理，构造与特性等。



图 1 携带式汽车排气测定器(红外线分析仪之应用)

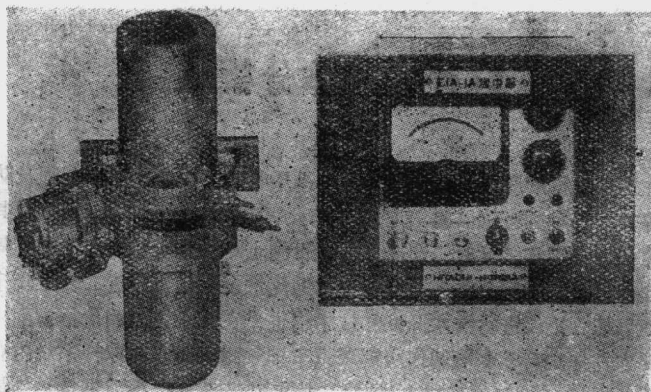


图 2 BIA-IA型红外线分析仪

原理与构造

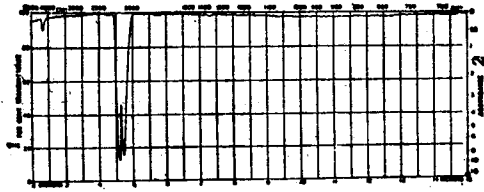
通常，分子受到红外线（比可见红光的波长还要长的波长区域的电磁波）的照射，与其固有的振动或转动的频谱相当波长的光会使之激励，对应的光谱线就被吸收。可是，分子的不同种类的振动或转动能量并不都能吸收红外线，只有当分子的振动或转动时分子的双极力距发生变化时才吸收红外线。

例如如图 3 就是红外线的波长与其对应的穿透性的关系曲线图，称之为光谱图。图中穿透性小的部分为吸收带，其位置是由成份决定的。

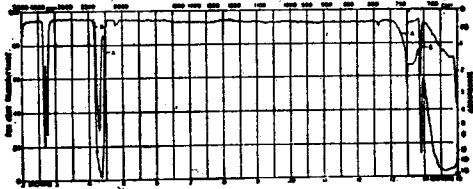
CO(一氧化碳)	压力 714 毫米汞柱
CO ₂ (二氧化碳)	压力 A—702, B—70 毫米汞柱
CH ₄ (甲烷)	压力 702 毫米汞柱
C ₂ H ₄ (乙炔)	压力 A—705, B—87 毫米汞柱

红外线气体分析仪是一种以测定分子固有的红外光谱线的吸收能量来测知其浓度的仪器。通常所用的波长范围大致为 $1\sim 25\mu$ 这个分子吸收光谱的范围。但是，氧气、氮气、氢气和卤素等对称双原子分子，或氦气、氩气、氖气和氙气等单原子分子的吸收带不在上述波长范围，不能用通常的红外线分析方法。但引人注意的是，这些分子的存在对测定成份而言并不是有害成份。

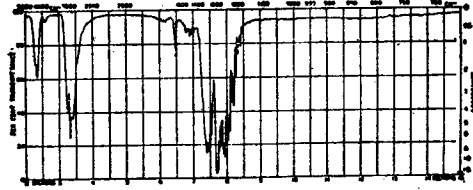
图3 各种气体的红外吸收光谱



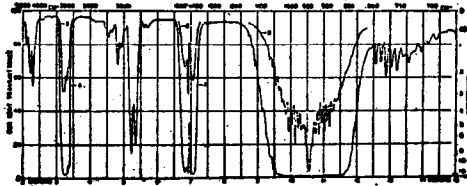
CO₂ (純粋ガス): 圧力 A...702, B...70 (mmHg)



CH₄ (メタン): 圧力...702 (mmHg)



1-透射率



2-吸収値

这种红外线吸收现象，其吸收波长满足朗伯·贝尔法则：

$$I = I_0 e^{-\mu c l}$$

(1)

式中：I₀——红外线入射光强度

- I——红外线穿透光强度
- μ ——随气体种类而定的常数
- C——气体浓度
- l——气体厚度

红外线的穿透强度是该气体的浓度和厚度乘积的指数函数，也就是由气体分子总数及气体种类常数来确定的。利用红外线吸收特性的分析仪大部分是气体分析仪，也有的用液体分析仪。

根据以上的基本原理而建立的光学系统，按特定波长的光的利用方法不同，红外线分析仪大致可分成：

分散型(Dispersion Type)

非分散型(Non-dispersion Type=NDIR) 正滤光型
负滤光型

现在工序过程中大多用非分散型，正滤光型的，今后将开发具有这种特长的组合成的优良分析仪。现在说明一下非分散、正滤光型、复光束方式的红外线气体分析仪的各个部件。从红外线气体分析仪指示方式分类可分成偏位方式与零位方式，而偏位方式的机构简单，动态特性好，是今后主要的发展仪表。

第4图为偏位方式的正滤光型红外线气体分析仪的原理图。该分析仪试样容器内的被测定气体成份(A)的浓度变化使到达试样光束检测器的光量也有变化，另一方面比较光束的光量是不变的，结果从检测器上就得出此两光束的光量差。如图所示，被测气体成份(A)与红外吸收光谱的一部分重合的共存气体成份(B)也送入试样容器，再测出封入滤光容器的成份(B)受到干涉部分的波长区域的光的吸收情况。

而在比较容器侧没有设置滤光容器，在比较容器内封入与试样容器侧所封入的等量的成份。这样把能量分布不同的光射入检测容器，在分析气体(A)时则把气体(A)封入检测容器。则试样光束及比较光束的检测容器内吸收的能量由差压检测器变换成斜线部分所示的电气出力。这种检测器有选择性的红外线分析仪称之为正滤光型的。

而检测容器内吸收的能量差则按如下顺序变成为电气信号：封入气体的温度差→压力差→可动电极的变位→电容器的容量变化，再由电容扩大器转变成电气信号。为此，一般用同步马达带动扇面可得到试样光束与比较光束一定周期(通常1~20赫兹)的断续交流出力。

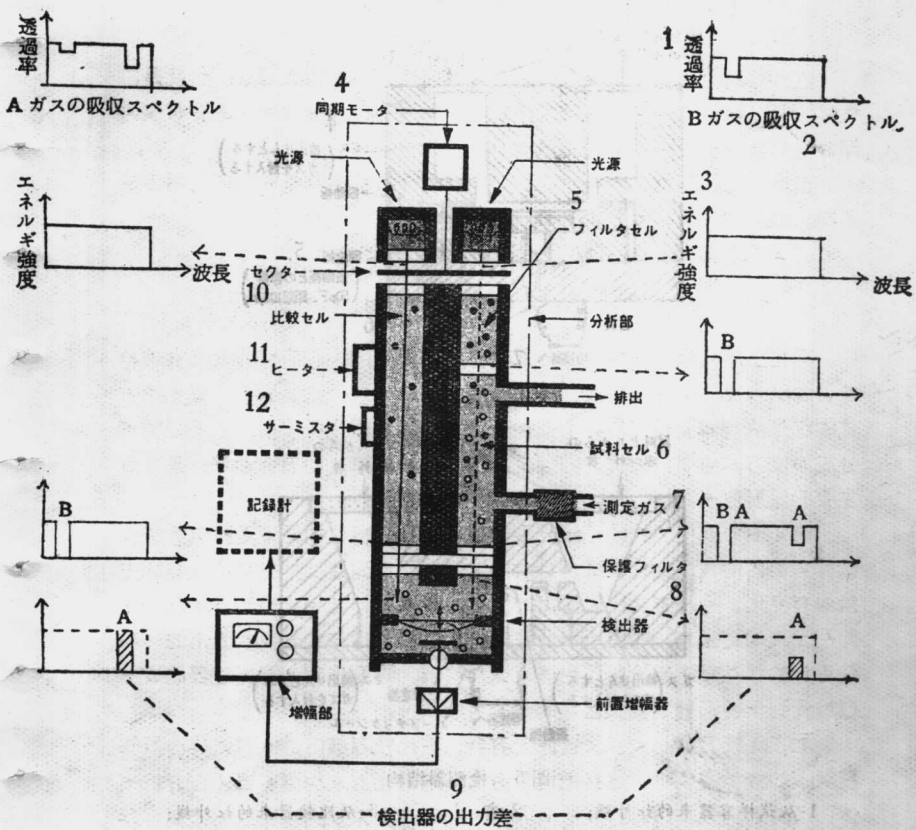


图4 正滤光型红外线气体分析仪的原理

- | | | |
|-----------|----------------|------------|
| 1- 透过率; | 2- 气体(B)的吸收光谱; | 3- 能量强度; |
| 4- 同步马达; | 5- 滤光容器; | 6- 试样容器; |
| 7- 被测气体; | 8- 保护滤光器; | 9- 检测器出力差; |
| 10- 比较容器; | 11- 热源; | 12- 热敏电阻。 |

第5图与第6图为断续方式不同的检测器的构造与扇面种类。

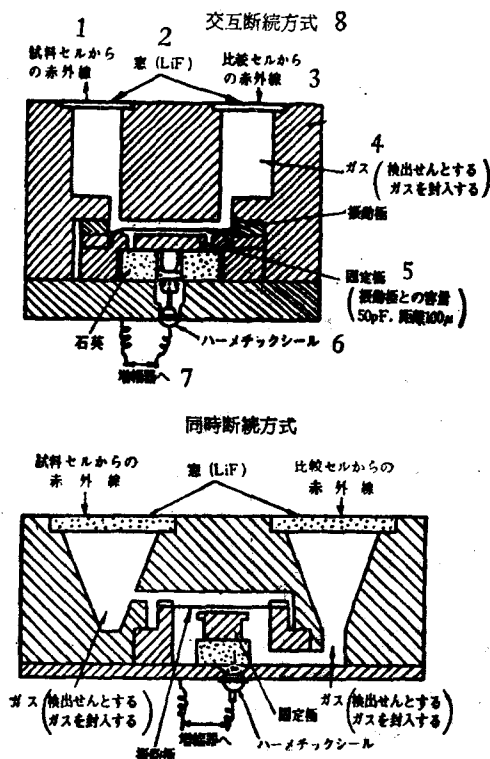


图5 检测器结构

- 1-从试样容器来的红外线； 2-窗； 3-从比较器来的红外线；
4-气体(封入检测器的气体)； 5-固定板(振动板的容量50微微法，距离100 μ)；
6-密封； 7-去放大器； 8-交替断续方式。

而从电容扩大器的电气容量的变化转变为电气信号的方法有：(1)在固定极与可动极之间附加一定的直流电压，由电气容量的变化产生的交流信号作为取出信号；(2)电容扩大器从发振回路组合数 MHz 的调制出力取得信号等。举一振动极最大变位的例子，固有容量为 $C \approx 50\text{pF}$ ，最大变化

容量为 $\Delta C=0.1\sim 0.01^{PF}$, 此时振幅为 $0.1\sim 0.01^{\mu}$, 一般最小检测灵敏度为该值的 $1/200\sim 1/500$, 故它能检测出 10^{-6}^{PF} 级的变化。

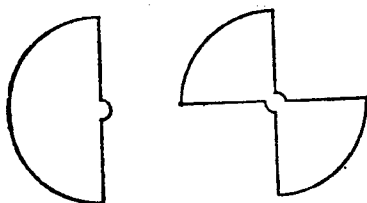


图6 扇面种类

交替断续式扇面 同时断续式扇面

性能与特性

有关分析仪性能的检测项目举例如下:

1) 精度 安全性要好(灵敏度及再现性、零点漂移、间距偏移、共存成份的影响、外扰乱影响等);

2) 动态特性好;

3) 维修容易, 耐久性好(维修频度、需要时间、维修人员的能力、部件的寿命等问题)。

有关外扰乱的影响:

1) 试样温度变化的影响;

2) 试样压力变化的影响;

3) 试样流量变化的影响;

4) 环境温度的影响;

5) 大气压力变化的影响;

6) 由环境气体介质引起的影响;

7) 由振动引起的影响;

8) 由电源变动引起的影响。

而在现场安装时其适应性要注意如下各点:

1) 防爆结构或安全机构;

2) 防漏结构;

3) 使用温度范围;

4) 耐腐蚀性;

5) 远方操作;

6) 校正方法的确定;

以上各项是用来鉴别红外线气体分析仪具有何种性能与特性的, 与其他原理制成的气体分析仪比较, 它要优越得多。而这些项目中的某些重要项目在一般的产品说明书中是不注明的。例如就精度而言, 通常以再现性表示就使之含糊了(按 JIS 规定, 在同一测定条件下, 以零点气体与某间距气体交替送入 3 次, 由各测定值的平均值求出偏差(该偏差必须在整个刻度范围的 $\pm 2\%$ 之内)。

可是分析仪最重要的性能是其选择性, 也就是共存成份的影响, 对于这种共存成份的影响, 红外线气体分析仪采用了减少乃至去除其影响的措施, 介绍如下:

1) 检测器封入气体

如前所述的正滤光型红外线气体分析仪, 检测容器封入测定对称成份以得到选择性能。这时测定成份的分压很小, 把稀释的惰性气体(氩气、氮气等)封入。这样的红外线吸收光谱在气体浓度低时显示出比较细的光谱幅, 当浓度变高, 穿透率变小, 因而光谱幅变大了(这是气体分子间的冲突引起的, 称为压力扩大效应), 这样相应地选择性提高了。

2) 窗的选择

测定成份存在于较广范围红外线吸收带的场合较多, 但共存成份也是同样如此。通常红外线透过窗是用石英(SiO_2)、蓝宝石(Al_2O_3)、氟化锂(LiF)、氟化钙(CaF_2)、氟化钡(BaF_2)等。第 7 图所示为各种穿透区域, 由这样的选择来选用吸收带以使共存成份的影响变小。

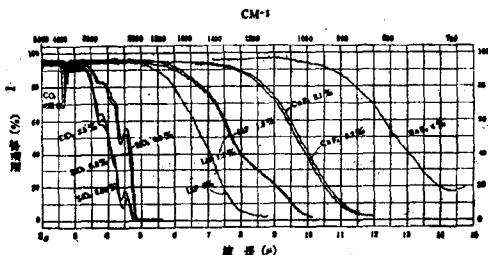


图 7 红外线透过窗的吸收特性
1-穿透率。

3) 窗与扇面材质的选择

上述窗的选择只是遮断长波领域，扇形材质还要从金属到能透过红外线物质这样的断续波长领域来选择，使其选择性较高。第8图所示为CaF₂窗与LiF扇面组合时的有效波长领域。

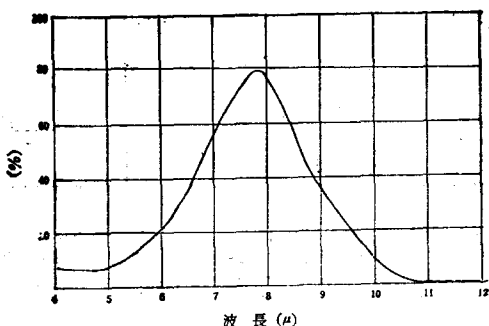


图8 CaF₂窗与LiF扇面的有效波长领域

4) 滤光容器

如第4图的原理图所说明的，共存气体中有干涉成份时，在试样容器的前后置有滤光容器，并在其中封入干涉成份。当存在多种干涉成份时，则适当地按分压力封入各种成份。各成份的分压的决定是预先在没有滤光容器时了解其干涉影响，但必须仔细调查实际气体的组成变化范围。此外试样容器长度与滤光容器长度的关系也是一个问题。

5) 偏差测定法

从试样气体中只去除被测成份后，在比较容器侧送入这种气体，再测出与试样气体的偏差。用这个方法对微量成份的测定是有效的。第9图为其原理图。

6) 负滤光法

第10图所示的那样送入试样气体，在一侧的光路上有一个封入与检测容器所封入气体同样被测成份气体的容器(这称为负滤光容器)，而另一侧光路上封入N₂等不活泼气体。由负滤光内被测成份的这种封入条件，可去除干涉影响。

7) 固体滤光

最近还发展了用在红外线领域的多层膜干涉滤光，并开始用在红外线

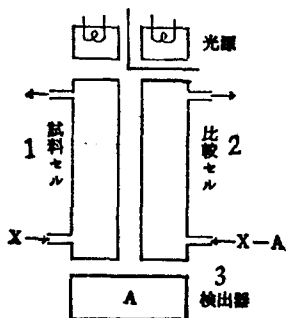


图9 偏差测定法

1-试样容器； 2-比较容器；
3-检测器。

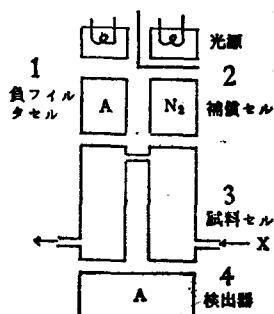


图10 负滤光法

1-负滤光容器； 2-补偿容器；
3-试样容器； 4-检测器。

气体分析仪上。与通常的气体滤光相比，其光学系统要短，但使用波长领域有限制，这就是只好使用干涉成份影响小的一极。第11图为固体滤光的特性，第1表为与气体滤光选择性方面的比较。

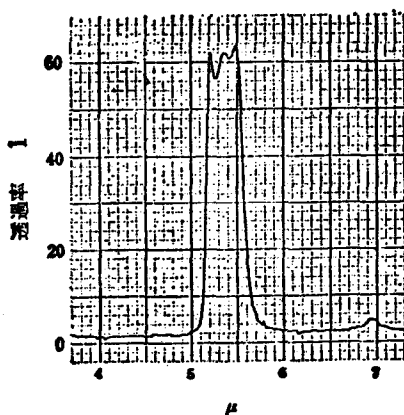


图11 固体滤光的特性

1-穿透率。

表1. 固体滤光与气体滤光选择性的比较

干涉成份	气体滤光	固体滤光
	相当的No ppm	相当的No ppm
9.0%CO	20	10
10.0%CO ₂	20	10
1.5%C ₃ H ₈	50	40
1.0%nC ₆ H ₁₄	50	40
0.1%C ₂ H ₄	80	50
0.1%NO ₂	20	10
0.6%H ₂ O(0°C)	100	70
3.0%H ₂ O(25°C)	300	250

但必须注意到其指示的线性问题。通常红外线气体分析仪的性能为“满刻度的±1%”，这表示刻度盘数值的±1%，而不是浓度最大值的±1%。这也满足上述红外线吸收的朗伯、贝尔法则，从试样容器穿透的光量 I 可测出，对(1)式那样的浓度 C 与出力呈指数关系，在刻度的全范围其精度是不一样的。但是，特别对浓度小或试样容器长的场合，下式 $e^{-\mu Cl} \sim \mu Cl$ 成立，故(1)式变成

$$I = I_0(1 - \mu Cl) \quad (2)$$

I 与 C 成直线关系。

从(2)式可知，单位浓度变化对应于出力变化，也就是灵敏度是与试样容器长 l 有关。因此欲得到适当的灵敏度，出力特性为线性，则试样容器的长度在低浓度下要长些，高浓度时要选短些，然而要得到完全的线性出力是困难的，通常低浓度计可较简单地得到完全的线性出力。实际上吸光系数 μ 随气体的种类、状态、浓度、共存成份的种类等而变，故必须用实验得出标定线。而当试样容器长度决定后则要考虑标定线与杂音电平 (S/N 比) 的关系。也就是欲使线性好则此值要小于 1，出力小则 S/N 比变小，变成不安全的分析仪。因此，就会使线性变坏了。第 2 表为试样容器选择标准的例子。当试样容器长度一定，随试样加压出力也增加，其例子如图 12 所示。

最后，第 13 图为试样容器长 1000 毫米，滤光容器长 200 毫米的超高灵敏度红外线分析仪的标定线，动态特性见第 14 图，水份影响见第 15 图，干涉成份影响见第 16 图，流量影响见第 17 图。

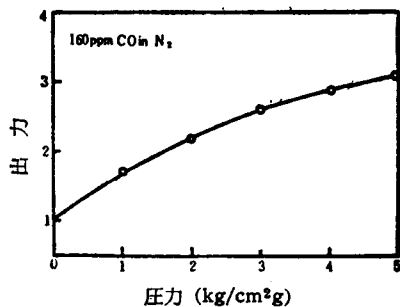


图12 加压效果之一例

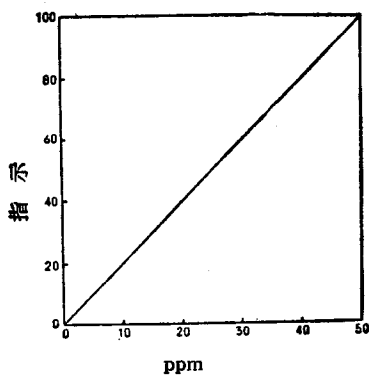


图13 CO 0~50ppm 标定线

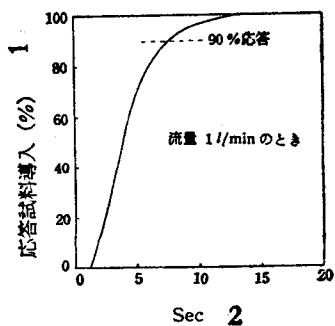


图14 动态特性
CO 0~50ppm 计之例
1-动态试样送入;
2-秒。
流量为: 1公升/分

表2. 容器长度选择基准

容器长 被测气体	150毫米	40毫米	10毫米	3毫米	1毫米	0.5毫米
CO	0.12~0.7	0.5~3	2~12	6~40	20~100	40~100
CO ₂	0.1~0.4	0.4~1.5	1.5~6	5~20	15~60	30~100
CH ₄	0.2~0.8	0.8~3	3~12	10~40	30~100	60~100
C ₂ H ₄	0.2~2	0.8~8	3~30	12~100	30~100	50~100
C ₂ H ₂	0.15~0.8	0.6~3	2.5~12	8~40	25~100	50~100

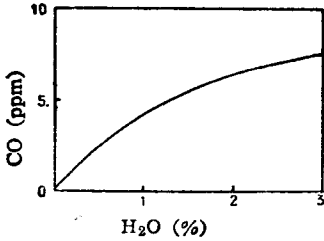


图15 水份影响
CO 0~50 ppm 计之例

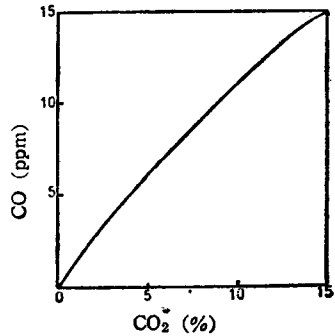


图16 干涉成份影响
CO 0~50 ppm 计之例

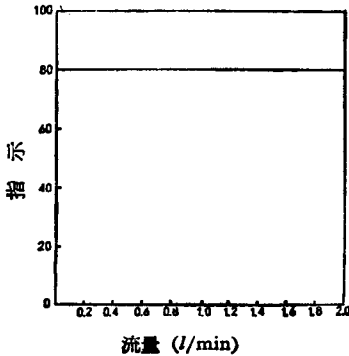


图17 流量影响
CO 0~50 ppm 计之例

取 样

为了能连续地把试样气体送入分析仪故要使用试样采集装置(取样装置)。取样装置由气体采集器、除尘过滤器、压力调节器、流量调节器、冷却器、除湿干燥器、流量计和气体抽引泵等构成。这是从试样的状态、使用条件、维修条件等要求出发来构成适当的系统,在第 18 图至第 20 图举例表示出烟气中亚硫酸气体分析装置。

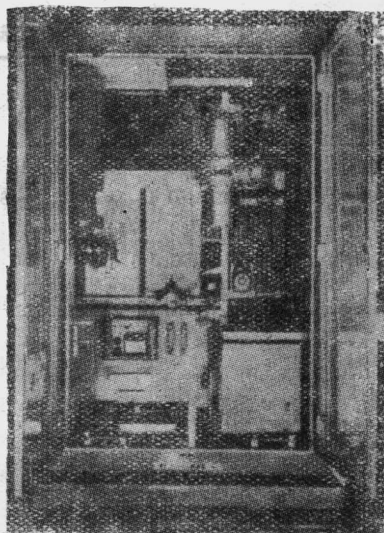


图 18 烟气中亚硫酸气体分析仪

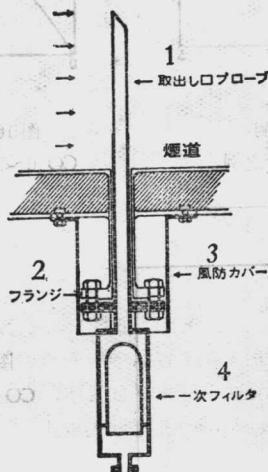


图 19 抽取口探头安装参考图

- 1-抽取探头; 2-法兰;
3-防风罩; 4-一次滤光器。

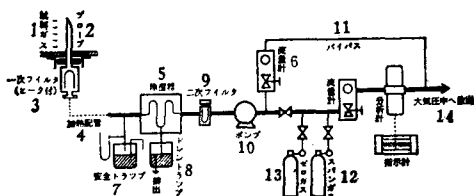


图 20 排烟中亚硫酸气体装置分析流程图

- 1-试样气体;
- 2-探测头;
- 3-一次滤光器;
- 4-加热管道;
- 5-除湿器;
- 6-流量计;
- 7-安全过滤器;
- 8-排水过滤器;
- 9-二次滤光器;
- 10-泵;
- 11-旁路;
- 12-间距气体;
- 13-零点气体;
- 14-排入大气。

校 正

分析仪的校正要应用不同浓度的校正气体。在校正气体中必须用零点气体与间距气体。通常是充入高压容器中用的。通常零点气体用氮气，间距气体用被测气体与氮气两种成份的混合气体。在必要时可用代用气体。最近装了自动校正装置，每天自动进行一次校正。

使 用 实 例

红外线分析仪的应用实例如表 3 所示。

表 3. 红外线分析仪的应用实例

用 途	测定对象	适用分析仪
用于石油气体	CO ₂ : 0~10% C ₂ H ₂ : 0~3% C ₂ H ₆ : 0~15% C ₃ H ₈ : 0~15% C ₂ H ₄ : 0~2%	一般工业用
	C ₂ H ₂ : 0~200 ppm	超高感度长容器
用于氨气站	CO: 0~50ppm CO: 0~5% CO ₂ : 0~100ppm CO ₂ : 0~10% CH ₄ : 0~5,000ppm, 0~0.2% NH ₃ : 0~100%	一般工业用
	CO: 0~20ppm CO: 0~50ppm CO ₂ : 0~10ppm CO ₂ : 0~50ppm	超高感度长容器
用于乙炔站	C ₂ H ₂ : 0~1.5% C ₂ H ₂ : 60~100%	一般工业用
用于炼铁气体	CO ₂ : 0~2%, 0~100% CO: 0~40%, 0~100% CO ₂ : 0~30% CO: 0~30% CH ₄ : 0~15%	一般工业用
用于热处理气体介质	CO ₂ : 0~1.5%, 0~0.8% CO: 0~20%	
用于锅炉废气	SO ₂ : 0~3,000ppm, 0~2,000ppm CO: 0~1,000ppm	
用于硫酸站	SO ₂ : 0~15%, 0~3,000ppm	
用于大气污染监视	CO: 0~200ppm CO: 0~500ppm CO ₂ : 0~0.5%	一般工业用 研究用台式
	CO: 0~20ppm CO: 0~50ppm 各种HC: 0~100ppm	超高感度长容器

续前表

用于环境控制	CO 0~50ppm HC: 0~100ppm	超高感度长容器
用于气象研究	CO ₂ : 300ppm ± 20ppm	
用于植物同化作用测定	CO ₂ : 0~600ppm CO ₂ : 0~3,000ppm	研究用台式
用于不纯物质监视	CO ₂ : 0~150ppm	研究用台式
用于金属中炭分分析	CO: 0~200ppm	
用于水果贮藏库	CO ₂ : 0~5%	
用于光合成研究	CO ₂ : 0~2,000ppm	
用于泄漏检验器	N ₂ O: 0~200ppm	
用于燃烧试验	CO ₂ : 0~30% CO: 0~0.5% CO: 0~500ppm	

结 束 语

以上介绍了最近普及的红外线气体分析仪，叙述了原理、构造、性能、特性等，以供讨论参考。至于性能与特性仅略举了一些片断数据，介绍了一些应用例子，其用途是很广的，这里仅作一般介绍。

(上锅厂研究所田子平译自《燃料及燃烧》1970年3月)

蒸馏油燃烧烟气中碳浓度测定

(第一部分)

本文介绍一种快速可靠的定量测定蒸馏油燃烧烟气中碳浓度的仪器和方法。这方法是根据滤纸被碳黑污染这一原理，但它不同于常用的烟尘数的测定，本方法是测定要使滤纸达到一定的污染程度所需通过的烟气体积，而烟尘数法是固定取样体积，测定污染程度。

前 言

烟尘数测定方法一般采用 ASTM D2156-65 (蒸馏燃料油燃烧烟气中的烟尘浓度)，这方法可简易、快速地指示油燃烧器产生的烟尘量。

然而，这一常用的试验方法容易造成很大误差，特别是在烧残渣油的大型设备上进行测量和要求高的测量精度时。

过去五年中对烟尘数法用于测量残渣油燃烧烟气中碳黑浓度时会有很大误差这一点引起了注意。

在许多锅炉机组上同时用烟尘数法和重量法测定烟尘浓度的结果证实了这一点。重量法是文献 3 介绍的方法的进一步改进。

烟尘数法适用于蒸馏油燃烧烟气中碳浓度的常规测定，用于试验研究时，因为要求精确测量，就有下述问题：

- 1) 烟尘数与碳黑浓度是非线性关系；
- 2) 由于这一非线性关系，肉眼判断的烟尘数是碳黑浓度的很不精确测量；
- 3) 因为这一非线性关系，将结果换算作 1 的当量比就很困难，也就极少进行。

下面介绍的方法克服了这些缺点。

方法原理如下：

常用的烟尘数法以一定量的烟气流过滤纸，滤纸的污染度是用肉眼与“烟尘数标”进行比较或是用光度计来测定。本文介绍的方法是改变流过滤纸的烟气体量，使得到一定的滤纸污染程度，以流过滤纸的烟气体积度量碳黑浓度，若产生一定的污染程度所需流过的烟气体积大，那么碳黑浓度就

小，反之亦然。

测定了在选定的污染程度时滤纸上沉积的碳黑量，就容易从流过滤纸的烟气体积算出碳黑浓度。

碳黑浓度测定仪

仪器介绍：

仪器的核心是测量室。在测量室中烟气通过滤纸，由光电管测定反射度来确定滤纸的污染程度。

测量室如图1所示，它由上(4)下(10)两部分组成，两部分之间用插锁(11)夹着滤纸(8)。

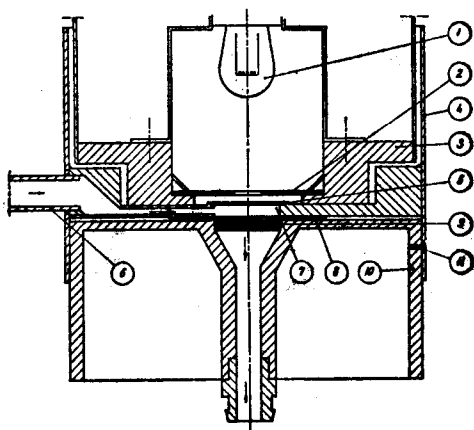


图1 测量室

烟气从上部的管道(6)流到滤纸(8)上面的小室(7)，这一圆柱形小室高3毫米，直径16毫米，小室顶是小窗孔(5)，通过窗孔(5)光源(1)的光照到滤纸上，再用光电管(2)测量滤纸的反射度。小室底部是一块多孔薄板(9)，它装在测量室下部，用于支撑滤纸。

为了避免滤纸因与高温烟气长期接触而烧焦，烟道外面的取样管要有一定长度以便冷却烟气，根据我们的试验50~75厘米长已足够了。

另一方面为了避免启动时，取样管中、测量室内水的凝结，这部分设备要保持在零点温度以上，这就要用加热带。

滤纸直径为 38 毫米，烟尘污染直径等于小室的直径，即为 16 毫米，污染面积为 2 厘米²。

流过滤纸后，烟气经过测量室下部到真空泵，泵前装有真空表，泵后装有流量计。

用反射计测量反射度，测量头 (3) 由光源与光电管两部分组成都装在测量室上部。

取样速度固定在 10 升/分，由取样时间来确定取样体积，为此须装一只秒数计数器，它与真空泵形成电偶合以便与真空泵同时启停。

图 2 是仪器的照片，启停泵与秒数计数器的开关在右上方，左下方的塞孔是加热带用的，用塞孔上面的可调输出旋钮来调节加热。

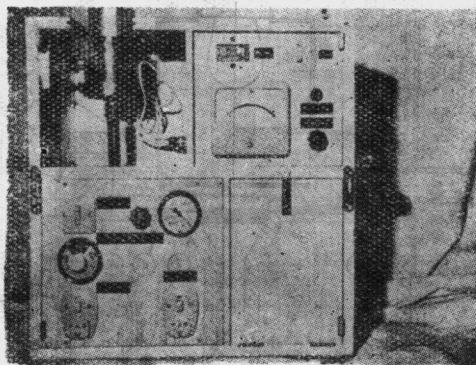


图 2 碳黑测定仪

测试方法：

开始时选用反射度 75% (相当于烟尘数 24) 为标准污染度，实践证明这一数值较理想就保持了这一数值，滤纸用 Whatman No. 1，取样速度为 10 升/分。

滤纸放在测量室中，反射计调节到满刻度，秒数计数器为零，启动真空泵。这时若烟气中有碳黑，反射计读数就减小，当反射度为 75% 时，真空泵停运，从秒数计数器上读出“碳黑秒”。

仪器的标定：

碳黑浓度可由下式用取样时间(碳黑秒)计算求得。

$$\text{碳黑浓度(毫克/米}^3\text{)} = C / \text{取样时间(碳黑秒)}$$

(体积为 20°C、70 毫米汞柱时的体积)

如果在用这个仪器测定同时，再用一种绝对方法定量测定碳黑浓度，就能求得常数 C。实际上只要能进行标定，方法就能定量了。这样的标定方法将在下一篇论文中介绍。

我们做了这样的标定，结果如图 3 所示，求得常数 C 为 60.5 ± 5.5 (准确度 95%)，为了简化计算，我们把 C 取为 60。这常数与试验工况有关，因此须经常校正。虽然至今为止未发现变化，但还是应该指出燃烧工况和油的品质应该相对稳定。用 $C=60$ 代入上式得到下式：

$$\text{碳黑浓度(毫克/米}^3\text{)} = 60 / \text{碳黑秒(75\% 反射度)} \quad (1)$$

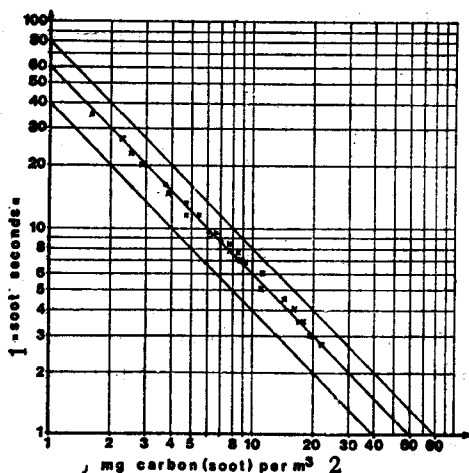


图 3 碳黑测定仪的标定

1-碳黑秒； 2-碳(碳黑)，毫克/米³。

这就是说碳黑浓度为 1 毫克/米³，取样时间应为 60 秒；同样碳黑浓度为 10 毫克/米³，取样时间应为 6 秒；600 碳黑秒相当于 0.1 毫克/米³。

一般，取样时间为 5~100 秒，当碳黑浓度低到使取样时间要超过 100 秒时，应该在 85% 反射度时就停止取样，而不是在 75% 反射度时。

这时碳黑浓度由下式算得：

$$\text{碳黑浓度(毫克/米}^3\text{)} = 24 / \text{碳黑秒(85\%反射度)} \quad (2)$$

可以看出 $C_{75}:C_{85}=2.5$, 这个因子可从 75% 及 85% 反射度时秒数计数器读数求得, 由结果作成图 4, 求得因子为 2.5 ± 0.3 (准确度为 95%)。

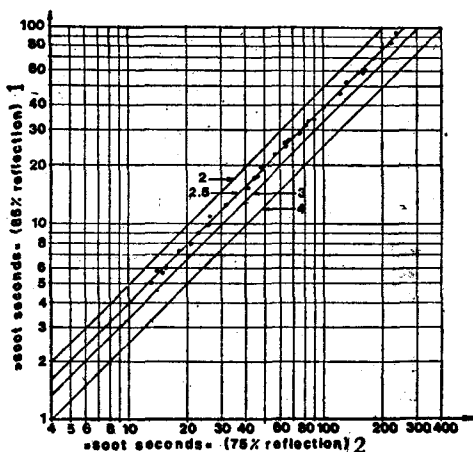


图 4 85% 反射度和 75% 反射度时取样时间的关系
1-碳黑秒(85%反射度); 2-碳黑秒(75%反射度)。

实际上所有测量都是用 Whatman No. 1 滤纸进行的, 为了研究滤纸品质的影响, 用 Whatman No. 1, Schleicher & Schüll No. 589¹ 和 Bacharach 测量桶中滤纸进行了比较试验。在同样的碳黑浓度时, Schleicher & Schüll 滤纸取样时间要比 Whatman No. 1 长 5~10%, 而 Bacharach 滤纸取样时间要比 Whatman No. 1 短 5~10%。这时设备都是用所用滤纸进行标定的, 因此滤纸品质上的差别都反映在式 1、式 2 的常数 C 上。

讨 论

介绍了一种快速、可靠的测定烟气中碳黑浓度的仪器和方法。它已使用了两年, 进行了二万次以上测定。对于快速、可靠的得到结果非常满意。它被用在油燃烧器实验室中确定烧油时过量空气与碳黑生成的关系。

要作一条表示这一关系的曲线一般须 5~7 点, 每一点平均要作 5~7

次碳黑浓度测定，这就是说要作一条曲线须进行 25~50 次碳黑浓度测定，在 1 小时内就可做完这些测定。

这种关系如图 5 所示，水平座标是当量比 (n)， $O_2\%$ 和 $CO_2\%$ 垂直座标是碳黑浓度毫克/米³(对数座标)。

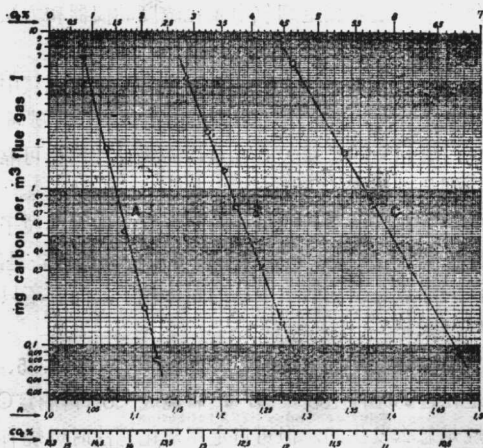


图 5 各种压力喷枪燃烧器碳黑浓度和过量空气的关系曲线
1-毫克碳/米³(烟气)。

研究发现过量空气(当量比)与碳黑浓度(对数座标)的关系总是为一直线，这与油燃烧器的品质无关。

图 5 的曲线为压力喷枪燃烧器上试验结果，曲线 A 表示一个好的油燃烧器，曲线 B 表示一个质量一般的油燃烧器，曲线 C 表示一个差的油燃烧器。

结 论

与已知的烟尘数法相反，不是取一定的体积测定污染程度，而是测定达到某个固定的滤纸污染程度所要流过滤纸的烟气体积，从而得到了一种快速、可靠的定量测定烟气中碳黑浓度的方法。

(东方锅炉厂颜万辰译自《J. Inst. Fuel》1971 年 7 月)

残渣油燃烧烟气中碳浓度测定

(第二部分)

本文介绍了一种定量测定烟气中碳粒浓度的仪器和方法。这方法可用于烧蒸馏油时，也可用于烧残渣油时，其原理如下：

烟气中碳粒收集在过滤物质(石英棉)上，然后在纯氧中烧去，所生成的 CO_2 被 KOH 溶液吸收，测定消耗的氧，由消耗氧计算碳量。

对于空气污染问题的日益关心就迫切需要一种快速可靠的测定烟气中固体粒子，特别是碳浓度的方法。

在斯堪的纳维亚广泛运用的最好的测定烟气中固体粒子总量的方法是重量法，这如文献1、2、3所述，文献2、3中介绍的设备是文献1中的改进型，这方法的缺点是给出烟气中总的固体粒子，而并不只是碳粒子，并且须要一只轻便天平。

介绍烟气中碳浓度测定方法的论文已发表了一些4、5、6在所有这三种方法中都是在过滤元件上收集碳，然后烧成 CO_2 ，再测定 CO_2 。虽然不能很好分释燃烧是怎么发生的，但可肯定用氧化铜法时燃烧有影响，因氧化铜本身供给了燃烧足够的氧。文献6介绍了一种方法，碳于电炉中用空气烧去， CO_2 被吸收在氢氧化钡溶液中，再进行测定。所有这三种方法过滤物质均须从取样设备移到另一个容器中进行碳的测定。所介绍的方法都不够快速可靠，故决定要发展一种新方法。

本方法是将烟气试样中碳先收集在过滤器中(石英棉)，这一点与过去的方法相似，不过这时碳要用纯氧烧尽，生成的 CO_2 吸收在氢氧化钾溶液中，然后测定消耗的氧。

碳测定仪

仪器介绍：

仪器结构如图1、2所示，它基本上是一台奥氏仪，在气体量管与吸收瓶之间放了一个过滤器。仪器由装有石英棉的派来克司玻璃管，装有吸收 CO_2 的氢氧化钾溶液的吸收瓶2及气体量管3组成。真空泵用于抽取烟气样，通过过滤器的烟气体积用转子流量计4测量，取样时间用秒数计

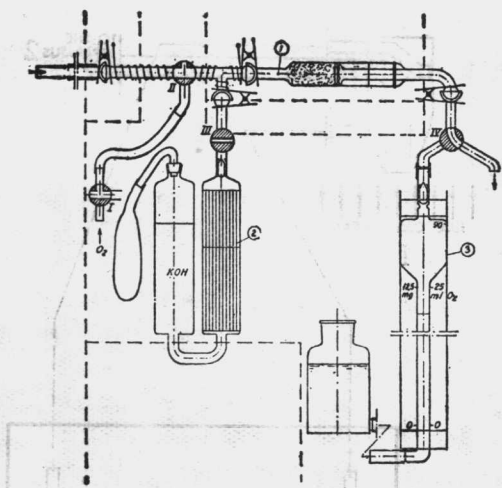


图1 碳测定仪

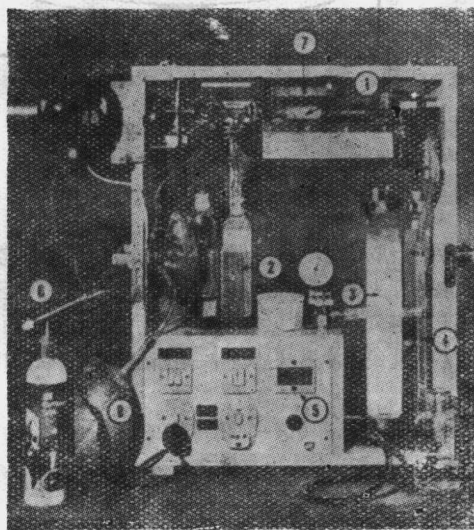


图2 碳测定仪

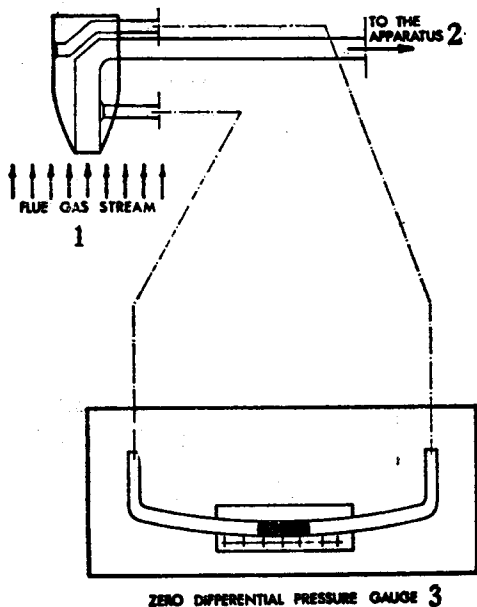


图3 Null-Point 喷管

1-烟气流； 2-至仪器； 3-零位差压计

数器 5 测量。

为了避免冷凝，取样管与过滤器前的玻璃管都用电热带加热，在小钢瓶上装了一只鱼尾灯头燃烧器 6，装在小钢瓶中的煤气用于加热过滤管。燃烬碳后，过滤管用风扇冷却，燃烧用的氧由球胆 8 供给。

当仪器用于测量残渣油燃烧烟气中碳黑浓度时，用 Null-Point 喷管进行等速取样。

图 2 所示仪器适用于现场试验，重约 20 公斤，高 62 厘米，宽 48 厘米，深 28 厘米，氧气消耗量很小，用重约 2.5 公斤的小钢瓶就足够了，图 2 这样的气瓶装 200 克气体足够做 25 次测定。

操作方法：

取样管伸入烟气流中，待达到适当温度后，启动真空泵直至有足够的

碳沉积在石英棉上。为了达到希望的精度须收集 2~10 毫克碳。

待取样完成后，过滤器用氧吹洗，气体量管在取样时充满水，这时要充入氧气至刻度 0 处。

在读零位前必须使过滤器和系统中的氧均达到室温，为此要启动风扇冷却过滤器 2~4 分钟。（抽过的烟气愈多，系统愈热，冷却时间就愈长）。

在读出零位后过滤器用煤气火焰加热，很快碳即燃着，这时要用水准瓶使氧慢慢地往后通过吸收瓶与气体量管之间的过滤器，同时继续加热 1~2 分钟。当全部碳都烧去，石英棉变白时，要冷却过滤管，同时用氢氧化钾溶液吸收 CO_2 ，冷却，吸收要直到气体量管读数恒定。早就指出过必须保证系统和氧冷到室温，因为前后体积变化不大，燃烧前后读数时氧温度的很小差别就会导致很大的误差，这在过滤器上收集的碳量小时更显著。

当气体量管读数恒定时，读出消耗的氧气体积。

2~3 结果计算：

消耗的氧与过滤材料上收集的碳之间关系很简单：

1 毫升氧 = 1/24 毫克分子。

1 毫克分子碳 = 12 毫克碳。

即 2 毫升氧 = 1 毫克碳。

这样简单的关系仅适用于 20℃，760 毫米汞柱时，但其随温度，压力变化相当小。例如温度当 30℃ 压力为 735 毫米汞柱，结果仅增高 3%。故气体量管用 1 毫克碳 = 2 毫升氧的关系刻度线毫克碳。

由碳的量和流过过滤器的烟气体积就能算出烟气中的碳含量（毫克/米³）。倘要将生成的碳量换算成燃烧每公斤燃料生成多少克，就须知道烟气中含氧百分数和二氧化碳百分数，方法如下：

$0.24 / (21 - \text{O}_2\%) \times \text{碳毫克/米}^3 = \text{碳克/公斤油}$ 。

$0.185 / \text{CO}_2\% \times \text{碳毫克/米}^3 = \text{碳克/公斤油}$ 。

讨 论

介绍了一种定量测定烟气中碳浓度的仪器，它可用于烧蒸馏油时，也可用于烧残渣油时，但其主要是用于控制残渣油燃烧，因为文献 7 介绍的碳黑测定仪已能快速方便的用于控制蒸馏油燃烧。

因此本文介绍的方法能用于标定文献 7 中碳黑测定仪（见图 4）。

如操作方法中所述，在碳燃烧前后读体积时氧的温度必须是同样的。

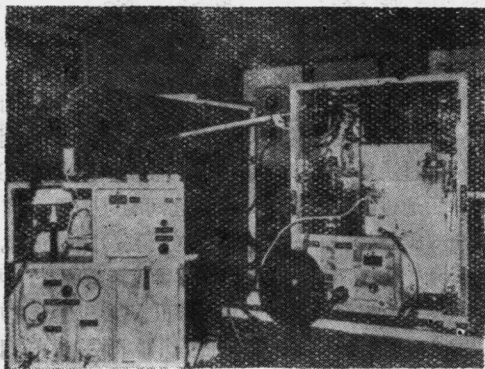


图4 用碳测定仪标定碳黑测定仪

过滤器上收集的碳量愈少，由于温度差异造成的相对误差就愈大，因此希望收集的碳量达到仪器上限。仪器的上限是 12.5 毫克碳相当于 25 毫升氧。虽然气体量管的体积是 100 毫升，但容易读数的量管部位，即细量管的体积是 25 毫升（不过粗的部位也须刻度，以便当过滤器中收集的碳太多时，可用粗量管来测定碳含量，再根据第一次的粗略测定，在第二次适当减少取样体积）。

虽然设计一种收集碳量较大的仪器也并不难，但实际上 10 毫克碳是常用的数量，这样取样时间就要适当。例如：烟气若含碳 100 毫克/米³，取样速度为 25 升/分时，取样时间应为 4 分钟。

若能细心地保持温度均等，试验表明过滤器上碳的测定是极精确的。在过滤器的石英棉上放置已知量的碳，再用本仪器来测定，就可对仪器进行接近了。接近结果如图 5 所示，可以看出当碳量小时，结果相当不好，理由如上所述，当碳量大于 8 毫克时结果就很满意（碳量大于 12.5 毫克就要在粗量管上读数了）。这现明在石英棉上收集足够多的碳是很重要的。结果也表明即使不调换量管，仪器的上限也可提高，建议提高到 20 毫克。

从所得的满意结果说明，本仪器没有文献 6 中所述的问题。文献 6 中介绍在电炉中用空气烧烬碳，刚开始时空气直流通通过炉子，然后排出。在炉子后面约有 30% 碳以 CO 形式存在，因此必须要进行再循环。这一问题在本仪器中并不存在，这是因为在加热过滤管和石英棉的同时，使氧气和燃

烧产物在吸收瓶和气体量管之间来回流动的缘故，这就相当于其他仪器中再循环过程。

所介绍的仪器精度只是指过滤器上碳的测定精度，当然烟气中碳浓度的总的测定精度与取样方法就很有关系了，当用于燃烧残渣油的设备时，选择合适的取样点和进行等速取样就很重要了。后一点可用 Null-Point 喷嘴来做到(文献 2、3 及图 3)，也可以由计算求得烟气速度或用毕托管测得烟气速度，再调节取样速度使达到等速取样。

用煤气火焰加热过滤管我们认为是最简单有效的方法，我们曾选用了几种电加热过滤器的办法进行试验，都不如煤气火焰加热快速简便。

用这仪器进行烟气中碳黑测定，一次约须 15~20 分钟。

最后还应指出：石英棉可以用几次，这样就不必在试验期间拆卸仪器。

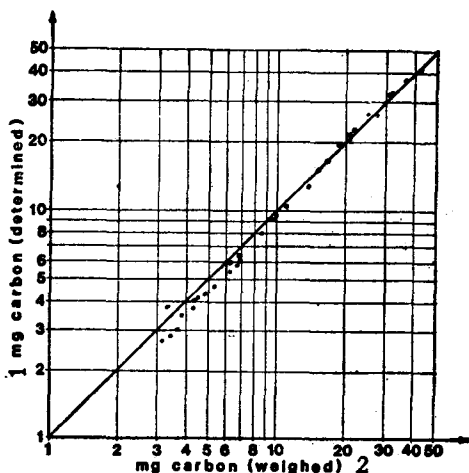


图 5 试验方法的校正

1-测定碳量;毫克

2-已知碳量;毫克

结 论

介绍了一种可用于测定燃料油或者蒸馏油燃烧烟气中碳浓度的仪器和方法，方法的精度主要与取样方法及测定过滤器上碳含量的细心程度有关，可以说本方法是目前使用的最快、最精确的现场试验方法。

(东方锅炉厂颜万辰译自《J.Inst·Fuel》1971年7月)

新型积灰取样器

为了深入研究沉积在高温过热器上的灰成份的特性，一种新型的灰取样器已在法国电力公司研究管理局所属的试验研究部设计完成。

这一插入锅炉中的取样器能在与过热器管子上实际的积灰处于相同状态下抽取灰样。同时，也能进行燃料未燃时油滴的取样以便研究燃油中杂质的成份和灰成份特性之间可能存在的关系。

科特曼电站一号机组上所获得的试验结果叙述如下。

取样器的结构说明

研究的目的是抽取与正常沉积在过热器上性质相同的灰样，而不使积灰因和取样器管座接触发生化学反应而改变其性质。

这样一种装置能获得一种锅炉运行时所形成的具有代表性的积灰。分析取样就能估计积灰是否含有引起腐蚀的成份。根据过热器、再热器运行温度下灰的物理状态测定灰的熔化特性。这两个参数：灰成份的特性和预先测定的熔化特性，再结合燃油中杂质的成份就能对高温腐蚀的危险程度作出评价。

为了达到研究的目的，采取如下的技术决定：

1. 在捕取灰样用的有效面积上敷上一层铂以防止任何化学反应；
2. 一个压缩空气循环回路能按试验的需要使圆柱形的捕灰面保持在选定的温度范围内。科特曼电站使用的首台取样器能在烟气温度的条件下将温度固定在 500°C 和 800°C 的范围内。

取样器固定在水冷不锈钢管的端部。

取样器的总长度为 10 米，(将炉墙厚度和抽取马达传动装置计算在内)总的插入深度约 8 米。

取样器(图 1、2)由一根 $\phi 30$ 毫米的不锈钢管组成，其端部是堵死的。这根管子中段的外表面上用等离子喷涂一层厚 0.5 毫米的铂。

四对装在直径平面上的热电偶(其中三对位于同一母线上)穿过管壁与不锈钢-铂涂层的内壁相接触。这些热电偶是焊在不锈钢管上的。热电偶

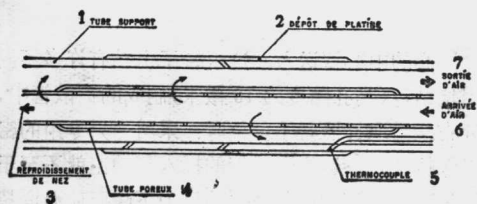


图1 灰取样器的头部

- 1-管座;
- 2-铂喷涂层;
- 3-冷却取样器头部;
- 4-多孔扩散管;
- 5-热电偶;
- 6-压缩空气入口;
- 7-压缩空气出口。

图2 取样器外形图

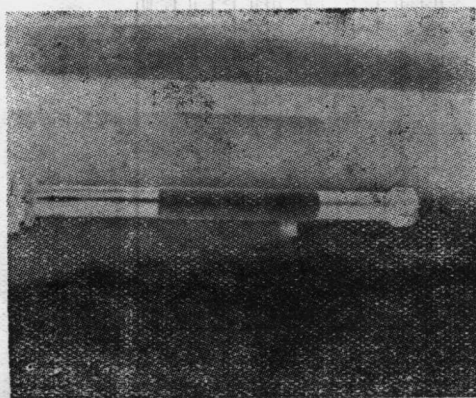
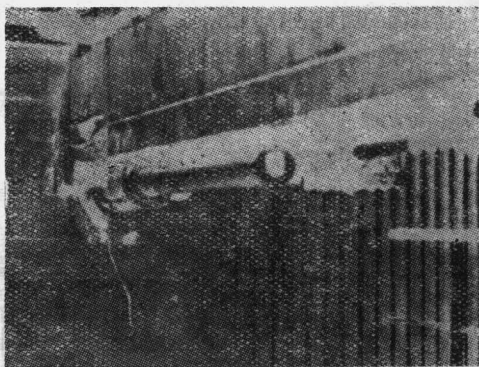


图3 取样器安装在吹灰器位置上

中有一对是通过一只电子调节器来控制冷却用压缩空气(0~7巴)进气调节阀的。

冷却空气由一根与外管同心的中心管送入。这根管子上钻有许多不同直径的小孔,并套在一根用烧结镍(其孔隙度为15微米)制成的扩散管中,以保证冷却空气作均匀的分布。当取样器管子就位时,采用一只专用的密封箱室装在锅炉的外墙上以保持密封。这样取样管的插入和抽出就不至于影响锅炉的运行。当由于偶然发生的压缩空气或水的压力下降而使温度超过事先规定的数值时,冷却空气的调节也同樣能保证取样管自动退出炉膛。

捕灰面的面积约120厘米²。整套装置装在吹灰器的位置上,在试验过程中吹灰器可以卸去(图3)。

科特曼电站所获得的试验结果

取样器的安装和试验条件:

取样器装在屏式过热器和末级再热器之间,其标高和插入深度相当于

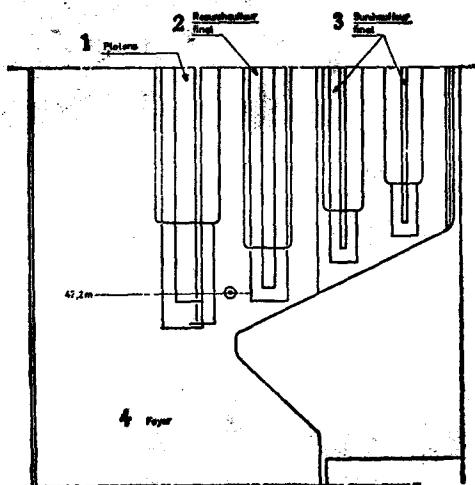


图4 科特曼电站取样器的安装位置

1-屏式过热器; 2-末级再热器; 3-末级过热器; 4-炉膛。

机组满负荷时的最高烟温区。选择这一位置的目的是要在相当于能引起最大腐蚀危险的条件下取得灰样。所以取样器的安装高度是 42.2 米,插入深度是离锅炉炉墙 4.5 米(图 3 和图 4)。

在上述条件下,当锅炉负荷达到 60 万千瓦时,取样面处于 1250℃ 的烟温中。

在整个试验期间,4 对热电偶指示的温度都由电位记录仪 (MECI Speedomax 型)记录下来。

取样管保持水平位置,并使装有热电偶的直径平面保持垂直。另外,装有热电偶 1、2、3 的那根母线处于下部位置。这样取样管的这一部位就暴露在燃烧器的辐射热作用之下。取样管的温度是根据热电偶 3 的读数来调节的。

表 1 列有每次取样的条件。

表 1 每次试验的条件

试验 序号	试验时间 小 时	取样器温度℃		过量空气 %	备 注
		上半部	下半部		
1	20	410±30°	530±30°	1	喷白云石粉 试验因锅炉事故而缩短, 但取了足够数量的灰样
2	66	540±30°	590±30°	1	
3	40	580±30°	680±30°	1	
4	35	600±30°	670±30°	3.5	

测出了取样管上半部和下半部很大的温差,每次试验就取决于两次取样:一次在取样管的下半部,另一次在取样管的上半部。

试验结果

表 2 列出了每次试验所取灰样的总重量。可以看出,添加了白云石粉明显地增加了积灰量。回收的灰量不是和取样器在锅炉里暴露的时间成正比的。

这里捕集到的灰样数量是较少的,还不适合进行化学分析,从而有助于借放射结晶器测定灰的组成。但要获得更多的灰样则需要很长的试验时间。

表2 灰样

试验 开始日期	试 序 号	取样器暴露时间 小 时	取样器重量 毫 克	颜 色
71.4.26	1	20	600	赭石
71.5.27	2	66	500	灰
71.8.2	3	40	400	灰黑
71.8.4	4	35	400	灰黑

灰熔点用三只坩埚按热微分析法测定的。第一号试样的那次试验没有获得结果。

在表1中可以看到下半部和上半部面积之间的温差介于50到100℃之间，这是因为取样器下半部较多地暴露于燃烧器辐射热影响之下的缘故。冷却系统尽可能保持最大的均匀性这一结果是达到了。由此可以断定取样器的温度(在所研究的温度范围内)没有对积灰的成份有特别重大的影响。此外，灰的性质在取样器的整个捕灰面是均匀一致的。

表3汇总了化学分析和灰试验的结果，以及燃油杂质的分析结果。同一类的成份是按积灰中成份的递减量列出的。

发现以下三个情况：

1. 向炉膛中喷白云石粉引起部分三氧化硫全部中和成硫酸钙(试验1)；
2. 加镍(120ppm)、钠(16ppm)和钒(50ppm)的燃油产生了含镍量极高的灰(以氧和钒酸盐的形式存在)。这种灰只在接近750℃时才熔化(试验2)；
3. 在第2、3和4次试验中，绝大部分的成份是钠、钙和镁的钒酸盐化合物。这是锅炉灰样中第一次发现的情况。

由于对这些物质的特性还不了解，所以不可能知道是否有腐蚀性。最低熔点，为670℃(试验3)。

每次试验时，既没有发现金属钒酸盐，也没有发现氧钒根的钒酸钠。关于这个问题应当指出的是β相的氧钒根钒酸钠在波雪维尔B和哈佛尔电站60万瓩锅炉的水冷壁管上的积灰中是极主要的成份。

观察到的出现液相的温度明显地高于(至少高50℃)为高温过热器金属所规定的最高温度615℃。这样就能作出结论：所分析的积灰具有较小

表3 燃油杂质和灰样分析

试验序号	1	2	3	4	
日期	1971.4	1971.5	1971.8	1971.8	
负荷 万吨	60	60	60	60	
过量空气 %	1	1	1	3.5	
灰中同类的成份	CaSO ₄ Ni(VO ₃) ₂	NiO Ni(VO ₃) ₂ NaCa ₂ Mg ₂ V ₃ O ₁₂	NaCr ₆ Mg ₂ V ₃ O ₁₂ Na ₂ SO ₄	NaCa ₂ Mg ₂ V ₃ O ₁₂ 5MgO, 5CaO, 3V ₂ O ₅	
出现液相的温度	未测定	≅750℃	670℃	680℃	
燃油杂质的成份	硫%		2.8	2.8	
	V ppm	51.1	51.1	58	56.5
	Na ppm	15.9	15.9	23.75	21.5
	SiO ₂ ppm	未测定	未测定	未测定	未测定
	Ni ppm	119	119	26.5	26.5
	Ca ppm	8.1	8.1	6	6
	Mg ppm	2.8	2.8	3	3
	Al ppm	1.6	1.6	1.2	1.2
	Fe ppm	20.6	20.6	6.2	8.2
	Cu ppm	3	3	0.4	1.2
	Ti ppm			<5	<5
Zn ppm			3.6	4.4	
燃油中V/Na的重量比	3.21	3.21	2.44	2.63	
特殊条件	喷白云石粉剂	不喷	不喷	不喷	

的熔灰腐蚀的危险性。

然而也不能事先排除局部的积灰具有较低的熔化点，以及相同性质的三价钒酸盐具有腐蚀性。

燃油中杂质的成份是可以人为地改变的，但这样做也无法进行预测，因为各种杂质的相对浓度是起着极重大的作用的。例如应当检查一种钠含量极多的燃油与相同数量的钒相比会产生较易熔化的灰。

结 论

上述试验对不起化学反应的取样器的使用优点作出了评价，采用这种取样器的目的是确定能引起高温腐蚀的积灰的特性。

根据迄今为止所发表的研究报告可以认为：在积灰中出现的液相占绝大部分时就会出现高温腐蚀。

同样上述研究也引起人们重视已断定有腐蚀作用的积灰中的某些成份：这主要是金属钒酸盐和氧钒根钒酸钠，以及 $\text{FeNa}_3(\text{SO}_4)_2$ 类的混合硫酸铁钠。

积灰的性质和积灰的熔化特性是明显地联系在一起的，但从实用的观点来看根据灰的成份还不能计算其熔化特性。由此可见，要对“腐蚀危险”作出定量的判断应当考虑灰的熔化特性和了解腐蚀性成份的性质。

即 T_f ——灰开始熔化温度；

T_s ——引起积灰的金属工作温度；

A、B、C——断定有腐蚀性的成份。

如果灰具有 $T_f \leq T_s$ 的性质，则腐蚀的危险将是很大的。如 $T_f > T_s$ 和象 A、B、C 这样的成份存在于灰中，则腐蚀将是中等程度的。最后如 $T_f > T_s$ 和 A、B、C 这一类中的任何一个成份不存在于灰中，则腐蚀危险可判断为零。

采用本取样器能研究灰性质的变化情况以及研究灰熔化特性与下述各参数的关系：如燃油中杂质的成份，喷添加剂等等；同样也能观察熔化灰引起腐蚀危险的变化情况。对于后一种情况由于燃料中杂质成份是变化不定的，所以本方法是有其局限性的。最后，取样对于锅炉管子上以前积存的灰是敏感的。例如，要研究添加剂的影响将是困难的，因为积灰的性质可能被前几次试验所破坏，所以就不能进行近似的、有成效的试验。

(上锅厂研究所思能川译自《Revue Générale de Thermique》)

1973年 Septembre, Vol. VII No.141)

一种值得使用的氧气测量系统

西屋公司最近生产的氧气探针为工业提供了旨在改进锅炉操作效力的一种很有价值的工具。因为探针固有的简易性，它可根据锅炉烟囱中的氧气量不断调整空气和燃油的比率。里德国际公司的艾尔斯福特造纸厂采用了这种控制方法，可认为是这种技术第一次应用于锅炉操作。

综观多年来典型锅炉房使用的仪表，说明大多数是依靠闭环控制温度、压力、流量的。燃油/空气比的控制已经成为一种标准，以确保每只锅炉的操作效率比人工控制的效率要高。尤其照(英国)中央电力生产委员会介绍的锅炉容量方面的巨大增长情况来说，至少40年来一直采用锅炉控制，所以锅炉控制的经验是成熟的。但于目前情况下，各工业必须充分发挥厂内的潜力，对许多蒸汽发电工程人员来说，已经越来越明显地认为改进锅炉控制是非常重要的。在这些装置上工况稍有变化会产生燃料消耗相当大的变动，这些变动最终必然影响到锅炉效率。锅炉工况的任一变化势必使锅炉排出烟气的变化，其中最有意义的变化为氧气的变化，因而氧量值的变化能直接关系到锅炉效率。

锅 炉 控 制

用锅炉蒸汽压力中的变动来测量锅炉的热焓；热焓的变化改变蒸汽压力，从而使燃油和空气流量变化。基本上这种控制为一平行系统，见图1。图中锅炉控制器的出力平行地送到燃料和空气控制电路，这二个电路都是闭环控制。

空气/燃料比率是这样的，其中空气流总是保持在较高的水平上。一旦锅炉负荷增加，主控制器发出的提高需要量的信号，须等燃烧空气流信号控制系统本身增加了燃烧空气流信号后，才被燃料控制器所接受，否则燃料控制器是不顾来自主控制器发出提高需要量信号的。同样，燃烧空气损失会引起锅炉的燃料输入量缩减。以自动控制操纵锅炉控制极为重要，因为这样就连续不断地保护锅炉、防止控制系统或工厂设备发生事故。这些警戒性的预防措施在探测到燃烧空气损失时就自动减少燃料输入量，并在

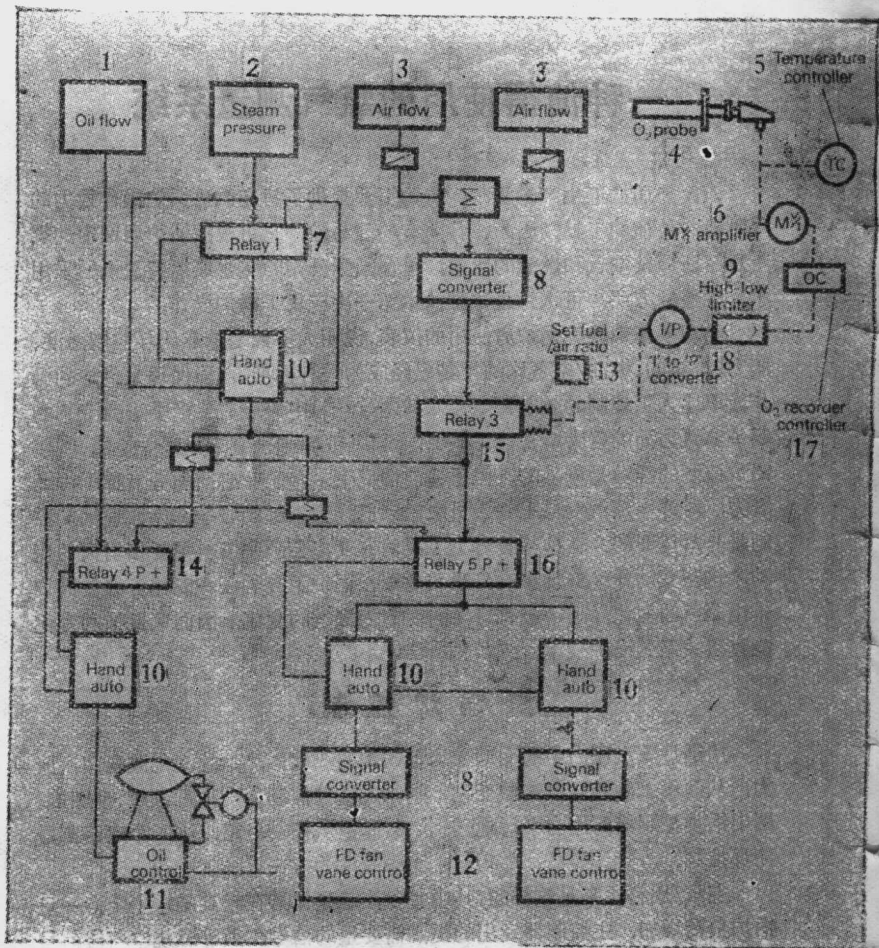


图1 闭环式 O₂ 系统控制锅炉

图中文字

- | | | | |
|--------------|----------------|----------|-------------|
| 1-油流; | 2-蒸汽压力; | 3-空气流; | 4-氧探针; |
| 5-温度控制器; | 6-MV/t放大器; | 7-继电器1; | 8-信号转换器; |
| 9-高一低限位器, | 10-手动、自控; | 11-油控; | 12-进风叶片控制; |
| 13-燃料/空气给定率; | 14-继电器4P+1; | 15-继电器3; | 16-继电器5P+1; |
| 17-氧记录仪控制器; | 18-"1"至"P"转换器。 | | |

增加燃料输入量之前自动增加燃烧空气输入量以满足提高负荷的需要。

这二种从空气流发信器出来的信号合并、传到继电器，并可手动遥控放大以适合燃料/空气比。各操作人员根据锅炉运行情况的推断，可改变燃料/空气给定率的调节。

采用西屋公司的闭环控制氧气系统，操作人员只要人工遥控重新调节燃料/空气给定率，并以氧气分析器自动进行环的放下或修整。

氧气分析

迄今为止在分析氧气的系统中，一般取样系统都不可靠。目前大多数使用的分析器由于设计原理关系，一般维修费用较高。大多数采用这种设备的工程技术人员证实，必须定期拆去气体流量调节器和指示器进行清洗。当重新装好再度投入使用时，氧气读数必然有一段时间不正确，因为维修时管道中进入了空气。

存在问题

西屋公司考虑到测氧中存在问题，下决心对采用的一切测量值的新设备必须确保无上述传统上存在的设计问题。

西屋公司的2米探针式分析器，在实践中已证明不存在上述问题。这要归功于简化设计以及不再需要取样。分析器以电压测量出氧气百分数。电压穿过一只受热电子化学电池——电池温度用值控制，始终保持在操作温度上。在这一操作温度下，电池的两侧有不等量的氧气向它集中，以及一股连接通过电池的有效负载电流。这股电流是用氧离子使他穿过电池的，并因为气体中氧气集中的不断减少，电流随着电池发出的出力信号而不断增加。

温度控制器的读出元件乃是一只铬、铝热电偶，并带有安全电路，在热电偶或线路接头发生故障时，防止电源直通加热器。

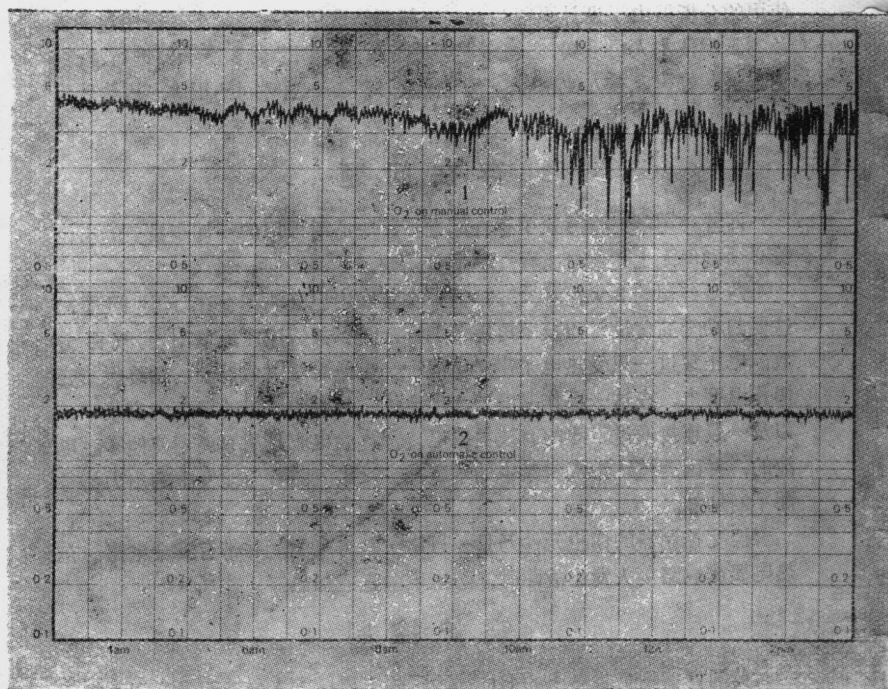
锅炉控制

英国肯特州格陵岛上的BP炼油厂的工程技术人员对西屋公司的氧气测量系统化了相当长的时期进行评价。在各种问题的探讨过程中逐渐明朗化，认为O₂设备对锅炉控制是绝对有利的。

西屋公司出品的测量和控制设备，安装在某造纸厂的六号锅炉上。六

号炉系一台压力为 91 公斤/厘米²的 136 锅炉，原来是烧煤粉的，三年前改烧油。

该造纸厂工程技术人员经过二个星期的连续运转分析，对这一设备的闭合控制环有了充分信仰。（参阅图 1 的虚线部分）。图 2 的表格显示了自动控制和通过 O₂ 测量修正空气/燃料率控制的氧气测量法之间的区别。其下面记录图线表示空气/燃料率修正时所产生的实际 O₂ 记录常数。自从氧设备安装以来，六号锅炉一直以 O₂ 控制连续操作，也没有经历到什么初试阶段的麻烦。



1-手动控制氧； 2-自动控制氧。

图 2 下面记录表示怎样修正空气/燃料率所产生的实际常数 O₂ 记录
归纳西屋公司 O₂ 系统有下列优点：

- 1) 维护费用省;
- 2) 精确度、可靠性和氧气测量重复性高;
- 3) 上述持久综合效果通过修正燃料/空气率能达到氧气的闭环控制;
- 4) 氧气控制显示了节约燃料的结果;
- 5) 提高了锅炉效率。

(上锅厂研究所沈汉云译自《Control &
Instrumentation》1973年10月)

燃油锅炉机械未完全燃烧损失 q_4 的确定

在以往通常的过量空气系数 $\alpha''_{n,n}=1.15$ *条件下运行时,焦炭——烟灰粒子在火焰中心业已燃尽。被烟气携带出来的残余未燃尽碳,实际上可以略而不计。通过锅炉各部烟气通道的烟色是透明的。随着过量空气系数的降低,燃烧过程拖长,焦炭——烟灰粒子被带入温度相对为较冷的区域,该处的温度水平已不足以保证碳粒的完全燃尽。因此,部分未燃尽碳被排烟带走,从而产生了机械未完全燃烧损失。

在苏联,首次对燃油炉的机械未完全燃烧损失进行测定是由ВТИ(全苏热工研究所)作出的。按参考资料^[1],在所研究的过量空气系数范围内(1.02及以上), $q_4 < 0.01\%$ 。按照较近的数据,机械未完全燃烧损失当 $\alpha > 1.03$ 时等于零;当 $\alpha < 1.03$ 时建议采用 $q_4 = 0.15$ 。

资料^[2]中给出了更为详细的 q_3 、 q_4 与 α 的关系曲线 $q_3 = f(\alpha)$ 、 $q_4 = f(\alpha)$ (图1中虚线)。但遗憾的是,所试验锅炉的炉内工况与一般平均标准所选定的工况有明显的偏差,致使该数据难于被应用。

ОРГРЭС(国家地区发电厂技术改进局)采用他们研究出来的极为精确的测量机械未完全燃烧损失的方法,在各种不同的过量空气系数下在ТМ-84型锅炉上进行了试验(图1中实线)。从曲线可以明显地看出,当过量空气系数超过临界值时对机械未完全燃烧损失是有的,但其绝对值不大。当过量空气系数低于临界值时,机械未完全燃烧损失的增加就逐步低于化学未燃烧损失。

按照国外的研究数据,机械未完全燃烧损失与过量空气系数之间的关系特性具有同样的趋势,但按所燃重油的牌号及燃烧条件而在较为广泛的范围内变动。

烟色的评价采用比色法,使烟与标准的色度板相比较。通常采用的是Ringelman法,该法将色度分为六级。在白纸上画上黑色的线格,黑线粗细的选择要使白纸被划黑的部分占总面积的0, 20, 40, 60, 80和100%。第1级是全白,最末一级是全黑。标准色度板上黑色格线所必需的粗细分

* 译注:过热器出口。

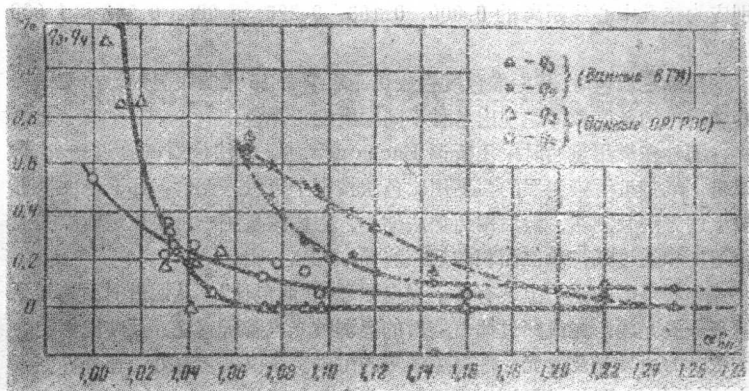
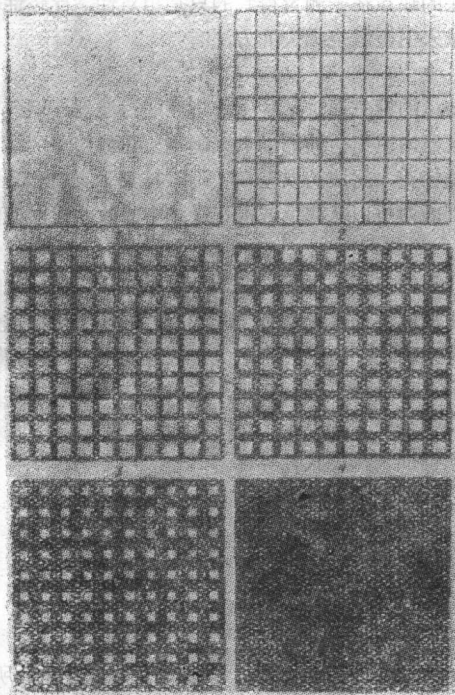


图1



别应为格孔中心线距离的 0.000, 0.105, 0.225, 0.365, 0.552 和 1.000 (图 2)。

当确定烟色时,将标准色度板放在距观察者 15 米的距离处,反映到观察者眼内的色度板即呈现出各种不同深度的灰黑色。

国外在燃用重油时采用所谓 Bacharach 法。该法使烟气通过一过滤纸带,纸带被污染变黑的程度用比色法按十个等级来评价。标准色度板可按上述方法来制作,然后用照像法缩小。为使测量统一,要规定标准的纸带速度和通过纸带单位面积的烟气流量。

苏联电厂的锅炉上装有基于光电原理的“烟色计”。从烟道对面的光源射来一股光线,光线穿过烟气层后的强弱被光电管所感受,反映出烟色的浓度。为使发光及受光元件避免烟灰的污染,在仪表装置处,让外界空气由该处漏入,以构成风膜,将烟气与仪表元件隔绝。

上述所有方法的缺点在于测量得到的只是相对性、比较性的结果。

直接测定机械未完全燃烧损失的方法有:

A 称重法

此法是使已知量的烟气通过某种结构形式的过滤器。烟气中的含碳量通过试验前后过滤器内填充材料的增重来确定。在最简单的情况下,过滤材料是采用滤纸或棉花。此法的误差在于同时捕集了灰粒和硫酸。灰粒使称量增加;硫酸则因为可以从滤纸或棉花纤维中吸收水份而使滤纸或棉花重量减轻。

按资料^[2]中介绍的方法,过滤是使烟气通过充以煤油或水的瓶子。烟气过滤后,过滤用液体再通过无灰滤纸来过滤。固体粒子的重量按照滤纸在试验前后的增重来确定。为了去除烟气中灰粒的影响,最后将滤纸烧去,并按其矿物质残余对称量结果进行修正。这一方法操作时需非常仔细,否则在几次称量中会带来很大的误差。

机械未完全燃烧损失按下式计算:

$$q_1 = \frac{7800}{Q_H^0} \cdot \frac{G-g}{v}$$

式中: Q_H^0 ——燃料发热量,大卡/公斤;

G ——过滤器总增重,克;

g ——剩余灰量,克;

v ——一小时内抽取的烟气体积占燃用 1 公斤重油所生干烟气的

量的百分比。

称重法的最大缺点是在把固体粒子分出和确定其重量时既繁复且费时。取本身即要占用1~1.5小时，而最大的困难还在于如何使烟气中浓度很低的碳粒得到准确的称量。举例说， q_s 的测量误差要达到 $\pm 0.01\%$ 时，我们必得以 ± 0.01 克/米³的精确度来测准固体粒子，这相当于在过滤器中通过1米³的烟气时其增重只有0.01克，而用称重法来确定它是极为困难的。

B 燃烧法

为提高测量的精确度和缩短取样分析的时间，ОРГРЭС研究出了一种原理全新的方法来测定燃油炉的机械未完全燃烧损失。这种方法避免了称量法在称量过程所可能出现的误差和烟气中存在硫酸所带来的影响。

取样装置如图3。烟气的过滤是采用预先经过煅烧的石棉纤维。通过的烟气量用流量计来测量。取样装置备有可更换的取样头，在直径大小的选取，要使取样头入口的烟气速度与取样点烟道内的烟气速度相一致。取样器所置入烟道的位置，应使该处的温度保持在硫酸蒸汽不致于凝结的状况。

当取样器中通过了必要量的烟气后，将过滤器的外壳打开，从中仔细地取出石棉纤维，放入确定含碳量的装置中。该装置的原理是将碳燃烧，然后测定所形成的CO₂，后者在Ba(OH)₂溶液中被吸收(图4)。将过滤用石棉放在石英制的管状炉中煅烧。整个装置处于封闭的循环中，因为无论是干或湿的空气通过一次石英炉，其中约有30%的碳转变为CO，而准

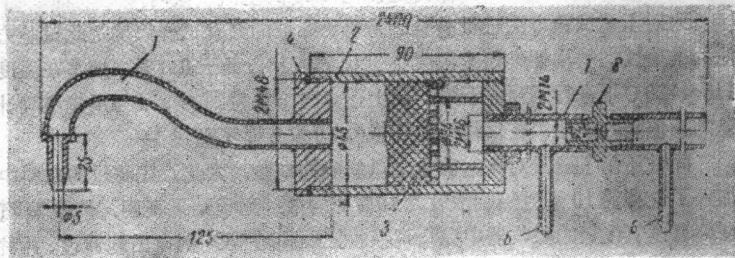


图3 带过滤器的取样装置

- | | | | |
|---------|-----------|--------|-------|
| 1-抽吸管; | 2-过滤器外壳; | 3-石棉; | 4-丝堵; |
| 5-测量孔板; | 6-压差取样短管; | 7-热电偶。 | |

确地测量它的浓度是比较复杂的。经多次循环后消除了这一问题，使化学未完全燃烧损失实际上等于零。

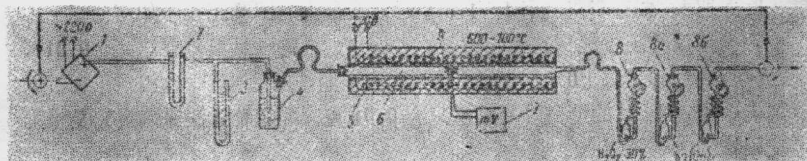


图4 确定飞灰过滤器中碳量的装置

- 1-风泵； 2-装碱石棉的吸收器； 3-风量计； 4-水吸收瓶；
5-电炉； 6-煅烧过滤材料的石英管； 7-带热电偶的毫伏表；
8.8a及8b-吸收器； 9-石棉塞。

此装置按以下程序来操作：首先用在U形吸收器2(吸收器中装有碱石棉)中去除 CO_2 的空气冲洗，并用微压计3检查系统的严密性后，然后接入预先组合好的吸收回路。吸收器中充有0.1N的 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 标准溶液(元件8a及8b)和过氧化氢(元件8)。用OPTRAC色谱仪所配的抽压风设备使烟气循环。过滤石棉在 $600\sim 700^\circ\text{C}$ 的温度下煅烧30分钟，然后即在蛇形管吸收器本身内用0.1N的盐酸溶液滴定，使吸收了 CO_2 的 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 溶液复原，以确定碳粒在燃烧后所生成的 CO_2 量。

应该注意的是，由于 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 溶液对 CO_2 有高度吸收能力，所有涉及 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 溶液的操作(剂量测定、装置吸收器、吸收 CO_2 后 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 溶液的滴定等)都应在清除 CO_2 后的空气内进行。为此，除石英煅烧器外，吸收器均接至净化装置，以保持处在无 CO_2 的空气气氛内。

为对上述试验方法进行检验，采用了标准的灯盏试样以确定此试验方法的准确性。所用标准烟盏湿度小于0.5%，灰份低于0.1%。烟盏在温度 $110\sim 120^\circ\text{C}$ 下进行了预先干燥。用上述试验方法得到的结果与预先准确计量的数值间的误差，在试样绝对重量为10毫克时不超过1%。

同时还作了硫酸对确定碳量测量影响的试验。为此，在滤过的材料中加入了含有约10毫克硫酸浓度为10%的溶液。测量结果表明，硫酸蒸汽在装有过氧化氢的吸收器中完全被吸收，而同时 CO_2 则自由地通过，并被后面的 $\text{Ba}(\text{OH})_2$ 溶液所吸收。因此证明了在试样中存有硫酸时亦不致影响到碳量测定的结果。确定滤过的材料中碳量的全部试验操作时间不超过1~1.5小时。

机械未完全燃烧损失按下式计算：

$$g_s = 780 \frac{L_0}{V Q_H^p} g,$$

式中： g ——煅烧滤过石棉所得的碳量，毫克；

L_0 ——每公斤燃油所产生的烟气体积，米³/公斤；

V ——所抽取的烟气换算到标准状态下的烟气体积，公升；

Q_H^p ——燃油发热量，大卡/公斤。

若采取分析的精确度水平为 $g=0.1$ 毫克及抽取烟气 $V=10$ 公升时，此法得出的绝对灵敏度可达 0.01%。这就完全满意地达到了所需的严格要求。

此法的一个突出的优点还在于所需抽取的烟气试样量有限，因此可以采用小尺寸的过滤器。取样时间也只需 15 分钟，代替了称重法中所需的取样时间 1~1.5 小时。

[1] Горбаненко А. Д. и др., Сжигание жидкого топлива в топочных камерах «Теплоэнергетика» 1963, № 4

[2] Горбаненко. А. Д., и др., О Механическом недожоге жидкого топлива в топочных камерах, «Длектрические Станции» 1964. № 10

(山东省电力中试所洪吕编译自 А. К. Внуков «Надежность и экономичность котлов для газа и мазута», издательство, «Энергия», 1966. 原载《锅炉技术》1974 年 5 月)

蒸汽含量的电阻和电容测量法

目前迫切需要研究双相流体参数的测定方法，特别是蒸汽含量的测量方法。为了进一步探索沸腾过程的机理必须掌握平均和局部蒸汽含量的测量方法。在现代化的动力机组上也非常迫切需要控制蒸汽含量的仪表。可能解决这一问题的方案之一是采用导电测定法。用这种方法在许多情况下能得到双相流特性各种各样的和详尽的信息。导电测定装置是一个包括 2 只或更多只电极的测量系统。电极的形状可能是各式各样的：环状、网格状、针状和板状等等。测量装置的电阻具有综合的性质。据此，导电法可以分为电阻法（有效电阻法 R ）、电介测定法（Диэлькометрические）或称电容法（ C ）和阻抗法（ Z ）。发送器和通道的尺寸比决定了测量是积算的还是局部的形式。导电测量系统的所有环节都能采用电信号，这样就能进行无惯性的测量，而在必要时很容易地改变为时间上的平均读数。

测量双相流体参数的导电法中可以指出以下三个主要的实用方向：

1. 确定双相混合物的流动工况。在一些外国作者的文章中 [л. 1~3] 利用了浸入气水流中的针状电极。流动工况是按低惯性仪表所记录的曲线性质来确定的。这种方法是定性的，能得到明显的结果，有时比肉眼观察的更有说服力。
2. 测量局部含气量和某些其他参数。为此利用了双板状电极发送器 [л. 4~6] 和部分没有绝缘的绕丝状电极，以及双针状和单针状发送器 [л. 7~12]。针状探头可以测量汽水流中气泡的跟踪频率及其尺寸，以及利用两只并联的探头测量气泡的流动速度 [л. 13]。
3. 测量通道截面上真实的平均含气量。在一些研究报告中 [л. 14~16] 提到曾尝试采用电介测定法来测量蒸汽含量 [л. 17]。还设计了用电容法测量蒸汽湿度的仪表装置 [л. 18]。但是在上述试验研究工作中，不是采用汽-液加和性和电介的渗透率粗略的假定，就是采用双相流某种理想化的流动方式。阻抗测定法用来测量饱和和欠热流的环形通道中介质流动时的蒸汽含量 [л. 20]。在 Аладьев. И. Т. 等人的文章中 [л. 20] 例举了真实的含钾蒸汽流及其欧姆阻抗之间的关系。用电阻法来测量汽水流中的蒸汽含量亦很有成效 [л. 21]。

所积累的经验使我们作出如下的结论：导电法是可以用来测量双相流的参数，特别是测量积算和局部的蒸汽含量。但是目前还没有成批生产这种用途的仪表。这些仪表对于工业应用和试验研究是极为必需的。在大多数采用导电测量蒸汽含量的研究工作中，主要的目的是获得双相流特性方面的数据，而蒸汽含量的测量方法不是单独的、详细分析的课题，而这种测量方法往往是建立在未经验证和常常是粗略的假定之上的。在方法上，应予以阐明的重要问题首先是：

- 1) 估计到双相混合流各种工况的蒸汽含量测量方法的计算基础；
- 2) 在一定流动工况下通道截面上汽相分布的不均匀性的影响；
- 3) 扩散度和被扩散相的相对尺寸、形状和方向的影响；
- 4) 电化学反应、电场的最佳方位和形状，以及发送器最佳结构的影响；
- 5) 双相流时间特性的计算，对整个测量电路动态特性所提出的要求。

本文的目的是在考虑到上述各种因素的条件下列订电阻和电容法，以测量双相流在管内强制流动时通道截面上积算的蒸汽含量。

介质导电性和气流含气量的联系

众所周知，垂直管中汽水混合物的主要流动工况是气泡状、乳液状、炮弹状和弥散环状。最后一种又分两个极端不同的状态：纯环状和纯弥散状。

在气泡状、乳化液状和弥散状流动的工况下，气泡和水滴的尺寸一般比 R 和 C 发送器的典型尺寸要小(在电场方向)。在这种情况下可以利用 Максвелл 关于细弥散介质导电的矩阵概念。Максвелл 证明，弥散系统的导电性不符合加和性的规律，而是取决于系统的结构。他为由不均匀弥散介质组成的系统(矩阵)(导电性 $1/\rho_1$) 和分开的球面形夹杂物组成的系统(导电性 $1/\rho_2$) 求得了一个公式，以后这一公式又简化为：

$$\frac{1 - \rho_1/\rho}{2 + \rho_1/\rho} = \varphi \frac{1 - \rho_1/\rho_2}{2 + \rho_1/\rho_2} \quad (1)$$

式中： φ ——夹杂物的容积百分比；

$1/\rho$ ——双相介质的导电性。

大家知道 Винер 公式是用来计算带有球面形夹杂物的矩阵不均匀的电介渗透率的。

$$\frac{1-\varepsilon/\varepsilon_1}{2+\varepsilon/\varepsilon_1} = \varphi \frac{1-\varepsilon_2/\varepsilon_1}{2+\varepsilon_2/\varepsilon_1} \quad (2)$$

为了使电流场和热流场的数学方程式在形式上趋于一致，提出了增加综合导性 Δ 这一概念。所谓 Δ 应理解为导电性 $1/\rho$ 、导热性 λ 、电介常数 ε 和导磁性 μ 。

为了计算含有夹杂物的悬浮液的导电性推荐下述关系式。

$$\frac{1-\Delta/\Delta_1}{1+(f-1)\Delta/\Delta_1} = \varphi \frac{1-\Delta_2/\Delta_1}{1+(f-1)\Delta_2/\Delta_1} \quad (3)$$

式中： f ——夹杂物的形状因数，推荐采用下述关系式来计算该因数

$$f = \frac{2}{3} \sum_{i=a,b,c} \frac{1}{2+abcI_i}; \quad (4)$$

$$I_a = \int_0^{\infty} \frac{d\eta}{(a^2+\eta)^{3/2}(b^2+\eta)^{1/2}(c^2+\eta)^{1/2}};$$

$$I_b = \int_0^{\infty} \frac{d\eta}{(a^2+\eta)^{1/2}(b^2+\eta)^{3/2}(c^2+\eta)^{1/2}};$$

$$I_c = \int_0^{\infty} \frac{d\eta}{(a^2+\eta)^{1/2}(b^2+\eta)^{1/2}(c^2+\eta)^{3/2}}$$

式中： a, b, c ——三个互相垂直方向上的典型尺寸；

η ——积分变数。

在推导公式 (1)~(4) 时认为夹杂物的容积百分比是很小的 ($\varphi \approx 6.5\%$)。Максвелл 公式经试验验证后表明在(杂质)夹杂物容积百分比约达到 62% 时，这一公式是正确的。这种容积浓度相当于圆球密集的立方体 (52%) 和六角形 (74%) 排列形式之间的中间形式。按 Лоренц 的设想，上述公式能适用于如此宽的范围，是由于来自相邻夹杂物作用于弥散夹杂物的反作用场接近于补偿的缘故。

椭圆体和 平行六面体的形状因素的测试值是按公式 (4) 的计算整理的 [Л. 22]，结果数据完全符合(见下表)。

试验也表明， f 因数与其说取决于夹杂物的形状，毋宁说是取决于夹

杂物尺寸之比及其在电场中的相位。

球状物 轴线之比	形状因素 f				
	长轴线平行于电力线		长轴线垂直于电力线		轴线不规则的定位
	计 算	试 验	计 算	试 验	
1:1:1 (球 面)	1.5	1.48	1.5	1.48	1.5
1.5:1.5:1	—	1.35	—	1.76	1.53
2:2:1	1.31	1.3	2.15	2.3	1.59
3:3:1	1.22	1.22	2.71	3.06	1.72
4:4:1	1.17	1.15	3.36	3.51	1.9

下面我们研究当发送器的导电性中得到的有效的或电容组成时，公式(3)和(4)是如何利用的。

在汽泡状和乳液状工况下：

$$\varphi = \frac{(1-R_1/R_1)[1+(f-1)R_1/R_2]}{(1-R_1/R_2)[1+(f-1)R_1/R_1]}; \quad (5)$$

$$\varphi = \frac{(1-C_1/C_1)[1+(f-1)C_2/C_1]}{(1-C_2/C_1)[1+(f-1)C_1/C_1]}; \quad (6)$$

式中： R_1 、 C_1 、 R_2 和 C_1 ——分别充满液体、气体、气-液混合物的发送器的有效电阻(工作电阻)和电容。

φ = 真实的容积含气量。

在纯弥散流动的工况下，利用公式(3)和(4)会导致含气量和充满双相混合物的发送器参数(R_{II} 和 C_{II}) 之间的下述关系：

$$1-\varphi = \frac{(1-R_2R_{II})[1+(f-1)R_2/R_1]}{(1-R_2/R_1)[1+(f-1)R_2/R_{II}]}; \quad (7)$$

$$1-\varphi = \frac{(1-C_{II}/C_2)[1+(f-1)C_1/C_2]}{(1-C_1/C_2)[1+(f-1)C_{II}/C_2^2]}; \quad (8)$$

当气体或液体的基本弥散容积大大小于双相混合物的控制容积(发送器容积)，(在这一容积内研究综合的导电性)，公式(3)和(4)是正确的。基于这一原因，在气-液流环状和炮弹状的流动工况下，是不能利用这

些公式的。

当在纯环状流动工况和发送器电场电压和介质流动方向的矢量平行时(纵向发送器), 则利用下式。

$$\varphi = \frac{1 - R_1/R_{IV}}{1 - \rho_1/\rho_2} \quad (9)$$

或

$$\varphi = \frac{1 - C_{III}/C_1}{1 - \varepsilon_2/\varepsilon_1} \quad (10)$$

如电场方向和介质流方向垂直时(横向发送器)则利用:

$$\varphi = \left[1 - \theta \frac{R_1}{R_{IV}} + \theta \frac{\rho_1}{\rho_2} - \theta \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^2 \frac{1 - \sqrt{\varphi}}{\sqrt{\varphi}} \right]^2 \quad (11)$$

对于环流膜厚度为 δ 的圆管来讲, 如其直径大大小于管径 d , 则用

$$\varphi = 1 - 2\theta \frac{R_1}{R_{IV}} + 2\theta \frac{\rho_1}{\rho_2} 2\theta - \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} \right)^2 \frac{1 - \varphi}{1 + \varphi} \quad (12)$$

式中: θ ——发送器的几何参数, 该参数取决于电极占据的管子周长的百分比, 电极宽度和管径之比和 δ/d 之比。公式(9)~(12)是在总合液体和气体导电性的基础之上求得的。

图1列有气-液混合物各种流动工况和电场不同相位时的发送器的特性(指 $\rho_1 \ll \rho_2$ 和 $\varepsilon_1 \gg \varepsilon_2$ 的情况)。

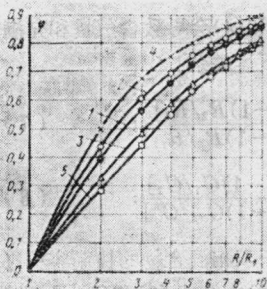


图1 在 $\rho_2 \gg \rho_1$ 、 $\varepsilon_2 \ll \varepsilon_1$ 时流动工况对发送器特性的影响。

1、2、3—两种发送器气泡状工况分别为 $f=1.5$; 1.31; 2.15;

4—纵向发生器的环形状工况;

5—横向发生器的环形状工况 ($\theta=1$)。

在炮弹流动的工况下最困难的是求得 R 和 φ 的关系, 因为这额外要

求发送器信号在时间上的平均值。考虑到气-液混合物流动的装置中,炮弹的长度可能是很大的,而测量又必须局限于局部的一定截面上,我们只考察一下发送器电极间距大大小于炮弹长度和液塞长度 $l \ll l_{cn}, l \ll l_{np}$ 这一情况。

这种发送器的平均导电性 $1/R_V$ 或 $1/R_{V1}$ 将随时间的延长在 $\frac{1}{R_I} \sim \frac{1}{R_{III}}$

$(\frac{1}{R} \div \frac{1}{R_{III}})$ (对于纵向发送器) 或 $\frac{1}{R_I} \sim \frac{1}{R_{IV}}$ (横向发送器) 的范围内变化。

R_I, R_{III} 和 R_{IV} 值按下列公式(5)、(9)、(11)计算:

$$\frac{1}{R_V} = \frac{1}{R_I} (1-\psi) + \frac{1}{R_{III}} \psi \quad (13)$$

$$\frac{1}{R_{V1}} = \frac{1}{R_I} (1-\psi) + \frac{1}{R_{IV}} \psi \quad (14)$$

式中: ψ ——发送器电极间空间为气炮弹所占有的平均时间。

如 l, l_{cn}, l_{np} 是可比的话,则在(13)、(14)比式中应出现相应的项,这些项相当于发送器流过炮弹前锋的时间和炮弹流经后沿的时间。分析关系式(13)、(14)以及 $1/R_V$ (或 $1/R_{V1}$) 和真实含汽量 $\bar{\varphi}^r$ 在时间上的平均值之间的关系,要求知道液塞 φ_I 中的平均含汽量和在炮弹四周环状液膜的平均厚度或炮弹截面上的平均含汽量 φ_{III} 或 φ_{IV} :

$$\bar{\varphi}^r = \frac{1}{\Delta\tau} \int_{\tau}^{\tau+\Delta\tau} \varphi d\tau = \varphi_I (1-\psi) + \varphi_{III, IV} \psi$$

如取 $\varphi_I = 0$ (无气液塞), 而 $\varphi_{III} = \varphi_{IV} = 1$ (无环状液膜的炮弹)

$$\text{则 } \bar{\varphi}^r = \psi = \frac{1 - R_I/R_{V, V1}}{1 - \rho_1/\rho_2}$$

$$\text{当 } \rho_2 \gg \rho_1 \quad \bar{\varphi}^r = \psi = 1 - R_I/R_{V, V1}$$

图2示有在炮弹流工况下和 $\rho_1 \ll \rho_2$ 时, φ_I 和 φ_{III} 或 φ_{IV} 对 $\bar{\varphi}^r$ 和 φ 的关系可能产生的影响。显然, φ 值具有基本信息的性质 $0 \leq \bar{\varphi}^r$ 。上述分析得出如下结论: 在制订测量方法时, 应首先考虑到气-液流的流动工况。

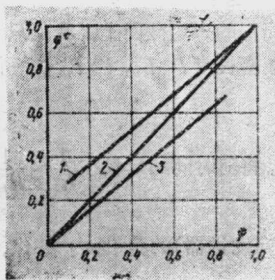


图2 在炮弹工况下 φ' 和 φ 的相互关系
 1- $\varphi_1=0.2$ $\varphi_1 V=1$;
 2- $\varphi_1=0$ $\varphi_1 V=1$;
 3- $\varphi_1=0$ $V_1 V=0.8$.

发送器结构、仪表和试验装置

R -和 C -发送器完全可以制成同样的结构，因选择供电电压的频率能保证发送器具有有效的或电容的导电性。这种发送器在电化学方面的工作特性曾在均质的液体介质中作过研究。电极的极化会引起附加的测量误差，但即使在 50 赫芝的频率下其影响亦极小，这点在我们所作的测量中得到了证实。试验了三种型式的积分发送器：纵向、横向和纵横复合电场(图 3)纵向电场是用与介质流垂直的网状电极来保证的(图 3a)。横向电场是用装在发送器壳体内部圆柱面上的轴瓦状的电极来形成的(图 3b)。纵横复合的电场是用环状电极加针状电极来实现的(图 3b)。

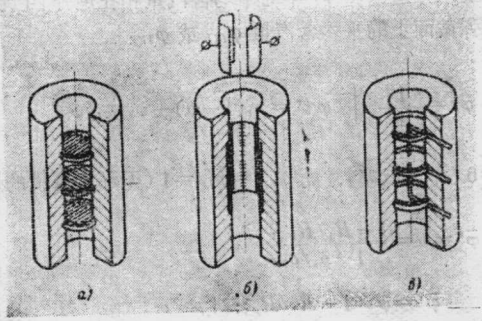


图3 发送器结构

当利用 R -发送器电阻的有效组成，以低频电源供电时，在电子自动仪表(ЭМИ)的基础上选用了单臂电桥系统(图 4a)。这一系统能补偿水阻力

和温度以及夹杂物含量之间的关系。

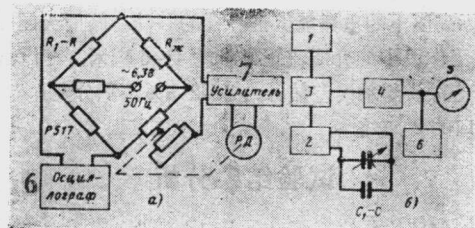


图4 测量系统

- | | |
|------------|------------|
| a-带电阻的发送器； | 6-带电容的发送器； |
| 1-标准频率发生器； | 2-工作频率发生器； |
| 3-混合器； | 4-鉴频器； |
| 5-频率计； | 6-示波器； |
| 7-放大器。 | |

为此，电桥的一个臂与液相的补偿电阻 R_x 接通（通水电阻）。既然一般来讲，双相流的测量特点是有一定的不稳定性，则各种参数在时间上的平均修正只能在被测值 φ 和仪表的读数出现线性关系时才能进行。分析表明，当电桥的臂具有一定比值时，仪表的刻度可以作成线性的。公式(5)能使我们求得电桥臂的比值，这比值取决于形状因素 $f: R_x/R_1 = f - 1$ 。

在电容测量法中采用了外差的测量原理。在图4b中所示的系统包括一只发送器：标准频率发生器，其频率为0.5微赫和一只工作频率发生器。工作频率发生器的频率决定于发送器的电容值 C_0 。这一电容又与发生器的振荡回路接通。标准和工作频率发生器的信号在混合器中混合，然后在其输出端分出与电容 C_x 成正比的谐振频率。读数可由频率计的刻度上看出。该频率计应事先根据发送器的参数来校正。 C_x/C_0 值按公式(6)换算成 φ 值。测试时采用了工业用仪表：测量计 L 和 C ，型号为E12-1A和频率计 ИЧ-6，以测量谐振频率。

试验是在下述条件下进行的：气水流中，压力接近于大气压，封闭式循环回路。工作段包括一内径为21毫米，长2米的玻璃管、发送器和出口通道。工作段中的工质由下向上流动。双相流在工作段前的混合器中形成。空气通过中间通道送入，该通道的头部有许多小孔。水流量的测量精度为±2%，空气流量为±3%。试验时在计算流量含气量 β 时，考虑了空

气在工作段高度上压力和密度的变化。快速截流阀用不锈钢制成抛光的刀口形式，并用氟塑料环作填料密封。一个杠杆系统保证所有的刀口同时动作。从1.5米标高落下的重锤能保证杠杆的移动。阀门关闭时间为0.02~0.03秒。这时工作段中的介质流正好移动4~6毫米。在汽泡流工况下，用刀口式阀截流的 φ 测量误差估计为2~2.5%。积分发送器位于工作段上部离气体入口的2米处。

试验结果分析

在接近于大气压的条件下，当气-水混合物作汽泡状流动时导电测定发送器工作的研究数据列于图5，以混合物各种流速下 U_{∞} 、真实含气量 φ 和流量含气量 β 之关系曲线的形式列出。电阻仪表的分度以及电容仪表的读数是按公式(5)、(6)，根据仪表实测的数值 R/R_1 和 C/C_1 来换算的。此时，利用了形状系数 $f=1.5$ ，这和气泡球面的假设是等效的。这里还列出了用「截流」检查法所测出的结果。大部分数据是属于汽泡状流动工况。当 $\beta > 0.2 \sim 0.5$ 时出现炮弹流工况，而 U_{∞} 越小，出现得越早。在这一范围内不仅公式(5)、(6)（在汽泡流工况时对于所有的发送器来讲这两公式都是通用的）失去其均匀性，而且「截流」法亦因被截流段长度有限而导致测量精度的下降。在炮弹流的情况下，试验点过于分散的原因，是来自发送器的信号在时间上变化很大。所测得的 φ 值不仅取决于读数平均的规律，而且还取决于记录仪表的动态特性和过渡特性。

由分析所得的数据可见，在稳定汽泡状流动工况的范围内 $\beta \leq 0.2$ ，用各种 R -和 C -发送器所测得的数据和以检查法所取得的数据是完全吻合的。这就证实了，根据 R -、 C -测量装置的导电性来测量工质流的真实含气量 φ 从原理上讲是可能的。公式(5)、(6)很近似地反映了这一关系，并可作为气-液混合物汽泡状流动工况下测量 φ 值的计算基础。

在用同类结构的 R -、 C -发送器上所获得的 φ 定量数值是相当接近的。这由公式(5)、(6)推算可知。符合的情况还不是很理想，因为二次测量系统的各环节原理上是不同的，其记录仪表的动态特性亦不相同。在比较结构不同、电场方向不同的发送器所得的读数时亦可以看到数据有某些差别。这些差别的原因，看来是带根本性质的，公式(5)、(6)是假定在弥散工质中弥散相作均匀的分布的，而气-液流的特点则是通道截面上气体的分布具有一定的不均匀性。这一因素的影响一定会因发送器电场的不均匀

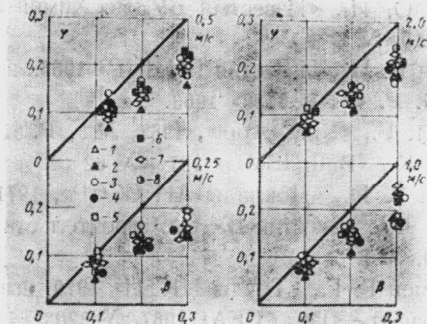


图5 混合物四种流速下的测量结果

1,2-横向发送器R、C; 3,4-纵向发送器R、C;
5,6-纵横复合发送器R、C; 8-检查法。

而加剧。实际的气-液流中气泡的尺寸亦有一定的偏差，而且其中许多气泡，特别是大尺寸的气泡，发生严重的变形。正是这一情况没有加以考虑，因为在计算公式中形状因素1.5是相当于球形的气泡。所得的结果可以作出如下的结论：必须补充检验象气泡变形、气体在通道截面上分布的不均匀性以及发送器电场的均匀性的影响程度和范围。在这些材料的基础上，今后才有可能对已试验的发送器结构作出比较性的评价并选用最佳方案。为了计算发送器在炮弹流工况下的工作情况，以及阐明对仪表动态特性的要求，必须研究 φ_I 、 φ_{IV} 值的变化极限以及炮弹跟踪频率。

(上锅厂研究所易页译自《Теплоэнергетика》1974年6月)

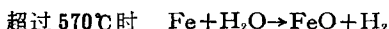
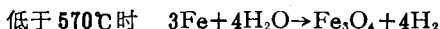
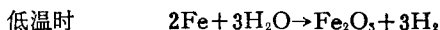
参 考 文 献

- [1] Берчлес А. Е., «Труды Амер. общ-ва инженеров-механиков. Теплопередача» 1967, № 1
- [2] Griffith P. «ANL-6796» 1963
- [3] Neal L. G., «Alche J.» 1963, V. 9
- [4] Lamb O. P., «Techn. Paper», № 10, Series B. St. Anthony Fall Hydraulic Laboratory. University of Minnesota 1952.

- [5] Азимов. Ю. И., «Известия ВУЗов. Химия и Технология» 1967, Т. 10, № 1
- [6] Троицкий В. П. «Известия ВНИИГ» 1966, вып. 82
- [7] Nassos G. P. «ANL-6738» 1963.
- [8] Lafferty J. F., «Nucl. Appl», 1967, № 3, P. 317-323
- [9] Kobayasi K., «Bull. ISME» 197(, № 62
- [10] Субботин В. И., «Доклады АН СССР», 1971, Т. 19, № 1
- [11] Бойко В. Ф. «Известия ВУЗов Строительство и архитектура», 1970, № 1
- [12] Бартоломей Г. Г., «Труды ЦКТИ» 1970, вып. 101
- [13] Claude Lackme «Рapp СЕА» 1967, № 3203
- [14] Шидловский В. Р. «Труды Новочеркасской Конференции по внутрикотловым процессам» 1969.
- [15] Новохацкий И. М. «Известия ВУЗов. Энергетика» 1961, № 4
- [16] Борисов. Б. Г. «Известия ВУЗов. Энергетика» 1959, № 10
- [17] Sachs P., «Int. J. Heat-Masstransfer», 1961, V. 2, P. 220-230
- [18] Головин В. А., «Теплоэнергетика», 1965, № 3
- [19] Cimorelli L., «J. Heat-Masstransfer», 1967, V. 10, №, 3 P. 277-288
- [20] Аладаев. И. Т., Двухфазные потоки и Вопросы теплообмена М., «Наука», 1970
- [21] Сорокин. Ю. Л. «Труды ЦКТИ Катлотурбостроение», 1965, № 59
- [22] Рабинович Ф. М. Кондуктометрический метод дисперсионного анализа М., «Химия» 1970
- [23] Лопатин Б. А. Кондуктометрия. Новосибирск, 1964

测定蒸汽含氢量的简易方法

任何铁腐蚀，除了受氧腐蚀外，都会产生氢。随着温度不同将发生下列反应：



在形成氧化铁保护膜 (Fe_3O_4) 时，或者在保护膜破碎后复原时同样也会伴随着产生氢。因此，锅炉给水和蒸汽中总是含有少量的氢（每升水大约含数微克氢）。

每当保护膜不稳定时，蒸汽中含氢量便增加。连续地测量和记录给水和蒸汽中的含氢量，是判断保护膜是否稳定的重要手段，因此，近来研究成功了一些测定蒸汽含氢量的方法。

在西德大型锅炉主协会 (VGB) 的《分析方法》一书中，介绍了西德研究成功的一种方法。将在沸腾温度下的蒸汽凝结，并且对不凝结剩下的气体不时地进行分析。因此这不是一种连续的测量方法。

Berger 等将蒸汽凝结，使凝结水同氢保持平衡，并且每隔 15 分钟将含氢 (O_2 和 N_2) 的气体经卡塔罗仪器 (Katharometer) 引入色层分离塔，所需切换应自动地进行。

根据 Hersch 的方法，用掺入某些氧的氮作运载气体，也可将氢从蒸汽的凝结水中逐出。当氢经过镀铂石英丝燃烧后，若用银-铅电池进行测量，则减少的含氧量同原有含氢量相一致。

另一种方法是将含氢的氮通过卡塔罗仪器，该仪器借助其突出的导热性，可以清楚地指出运载气体中含氢量的变化。

本文作者们运用长期用来测定 pH 值的氢电极，在蒸汽凝结水或给水中测定了含氢量。根据 Nernst 公式，氢电极的电势为

$$E = E_0 + \frac{RT}{F} \ln C_{H^+}$$

它实在是一般公式

$$E = E_0' + \frac{TR}{2F} \ln C_{H_2} / C_{H_2}$$

的一种特殊形式。式中 C_{H_2} 是水中的氢浓度，但是，它不应是 1 大气压时的饱和浓度。

从分子氢方面考虑，这个一般公式还可成为另一种特殊形式

$$E = E_0'' - \frac{RT}{2F} \ln C_{H_2}$$

并因此用这种形式来表示在 pH 值恒定而含氢量变动的水中铂电极电势的变化。

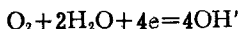
这便是本文作者们推荐的一种测定分子氢的简易方法。当实际使用这种方法时，由于对数的底在浓度减小时对相对的精确度损害不大，所以，这是一件幸运的事情。

测 试 条 件

在用电位法测定含氢量时，应具备某些条件。在按上述原理进行测量时的情况下，这些条件起着决定性的作用。由于在文献中很少提及这种方法，所以，应对这些条件加以介绍，在工作过程中，仅发现 Cebedeau 在文献里很简短而含糊地介绍了原理，但未介绍实用细节。

水的处理 不言而喻，只有氢才应对测量电势起决定作用。影响电势的其他成份不应当存在。这些成份可以这样区别：其一，还原氧化系的组分仅为一个离子（如氢本身）；另一种，则有两个离子处在还原氧化平衡状态。

采用小型的混合床离子交换器可以很容易地将这两种成份去除。在第一组中最担心的是氧。氧在铂上产生电势，它适应于下列平衡式



在 pH 值相等时，该电压比相应氢浓度所产生的电势约高 800 毫伏，因为氧对两个测量电极的效应不同（没有氧时两个测量电极可指出数十毫伏的电压差），所以，即使水中存在很少的含氧量，也可以产生一个严重影响氢平衡的电位差。

因此，必须将氧彻底清除。这时，应将被测定的水引入一个阴离子交换器，交换器内盛装含次硫酸钠、亚硫酸钠和氢氧化钠的溶液，可将氧彻

底清除。因为凝结水的含氧量很少，所需交换剂的数量也很少。如果影响还原氧化电势的离子从交换器内逸漏，还可再借助混合床吸收。

最后，当将 pH 值固定在某种数值上时，予期可得到稳定的 $H_2/2H^+$ 电势，此外，还希望被测水的导电度很小。为此目的，可使水流入盛装难溶性酸类或碱类的一个小容器内（其阴离子或阳离子将不致给还原氧化造成困难）。

当将 pH 值选择在酸性范围内时，虽然， OH/O_2 电势的稳定性小是个优点，但是，没有合适的难溶性酸类可供应用。当串接 H^+ 离子交换器，用难溶性盐类造成一定的 H 浓度时，或是因溶解而很快耗尽，或是不溶解而使 H^+ 的浓度很小，以致影响 H^+ 消耗剂量的配合。

在采用氢氧化镁塔时，特别是在水中加入少量卤化物浓度时，将获得良好效果。例如，将某些氟化钙放在塔内的氢氧化镁上面，在很长时间后发现电极的正常反应仍然有效。

反向电极 可以设想，选用任何对氢不敏感的对照电极（例如甘汞电极或银-氧化银电极）来作反向电极。但是，对氢不敏感而对被测水 pH 不敏感的电极将更实际一些。这样，电极偶对于测水的 pH 值的波动将是不敏感的。

玻璃电极的缺点是内阻大，这对电极组合所产生电压的稳定性可能发生不利影响。

作者们对于用氢电极作比较电极进行了许多研究工作，曾用约 1 大气压的氢将电极周围清洗。由于许多原因，放弃了这个解决办法（虽然在理论上有良好的基础）：

1) 氢的溶解度受温度的影响很大，这种效应要比电极电势同温度关系的相反效应大得多。

2) 当对连续流动的被测水进行测定时，冲洗比较电极用的氢，应由一个辅助电极产生。如果将辅助电极放在测量电极和比较电极之间，这两个电极间的电压将受到影响，以致不能将其测出。如果将辅助电极装设在比较电极之后，那末氢在比较电极附近的水中便不能达到饱和。

3) 为了产生某些足够的氢量，辅助电极需要一定的不太小的电流密度，由于凝结水的导电度小（尤其在测量时进行必要处理的情况下），要达到的这样的电流密度便需要高的电压，这样发生的热量便不能由水流导出。

作者们用示意图(图 1)克服了上述困难。

将被测水流分成了两部分。在两个支路内各装设一个测量电极(M_1 或 M_2)。在经过这两个电极后,两个支流重新汇合。

在一个支流内,用辅助电极 Z_1 将氢浓度升高到一定数额。在 M_1 和 M_2 两个电极间产生一个电位差,该电位差同被测浓度,和被测与附加浓度之和的关系如下:

$$E = E_0 + 29.0 \log(a+m)/m$$

式中 m 是未知数, a 表示附加浓度,并且如众所周知,29.0毫伏(在20℃时有效)这个数值,当每升高1℃时应增加0.1毫伏。

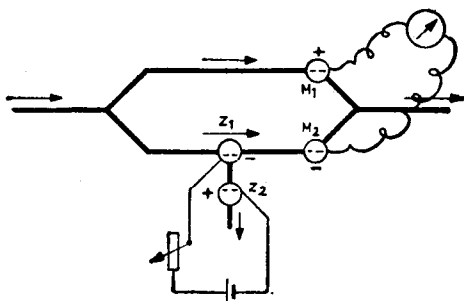


图1 测定含氢量的测量系统示意图
 M_1, M_2 -测量电极(测量和反向电极)
 Z_1, Z_2 -辅助电极

可使附加浓度和被测浓度相适应,最好将大小选择得相等。

测量电极和辅助电极 因为在使用氢电极时就已证明,在镀铂的铂电极上,氢电位受干扰的影响较小,所以,用纯铂制成了测量电极(即测量电极本身以及比较或反向电极),并在末端稍微镀了点铂,另一方面,镀铂多的电极为了达到平衡将取得不必要的过多的氢,因此,电极不应镀铂太多。

产生附加氢量的辅助电极,不费思索地可用铂-铱制成。它们在同电极连接的轴上垂直地绕制成不太小的螺线圈,因此,不致产生不必要的高电压。为此,还应将电极的距离选择得近一些,并且将两电极间水路的通径选择得相当大。为了达到同样目的,还采用了可使pH值固定的添加剂。

电极 Z_2 应安装得使从 Z_1 到 Z_2 的电力线尽可能地不和 M_2 支路内的水路接触。同时,在电极 Z_2 上形成的氧则由一股小的水流带走。可用多孔性塑料海绵来避免两个辅助电极间不允许的对流现象,也可用来避免测量

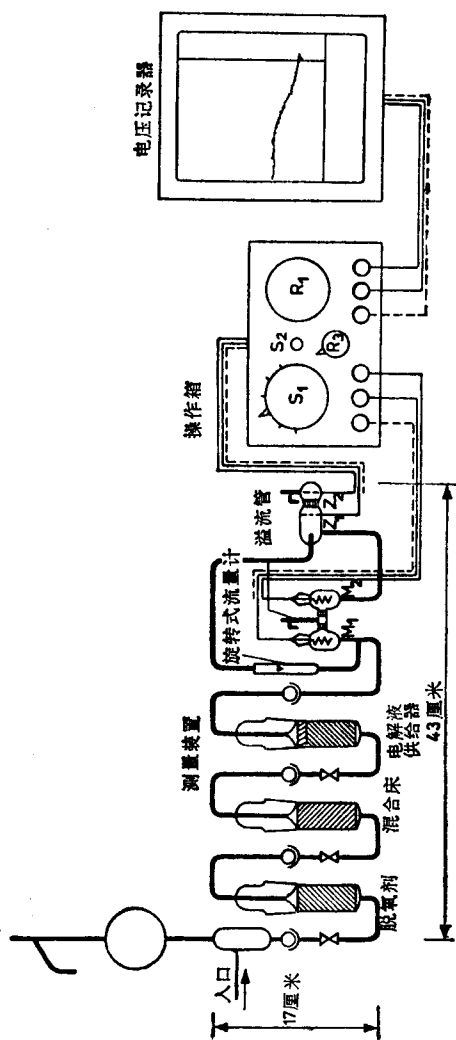


图2 连续测定含氢量(1微克/升及以下)的装置

电极和比较电极间不允许的对流现象。

测量装置介绍

按等量流动方式引出的蒸汽试样，在压力下凝结使氢完全溶解在凝结水里，并且在这种情况下不产生气泡。如图 2 所示，凝结水试样在恒定的压力下根据溢流原理引入测量装置。首先流过测量装置的水处理部分。水处理部分由串联接入的三个小型容器组成：第一个容器盛装阴离子交换剂，采用 $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_4 + \text{Na}_2\text{SO}_3 + \text{NaOH}$ 再生；第二个容器是混合床交换器；第三个容器盛装 H 型阳离子交换剂，并在上面铺一层硫酸钡。但是，也可用氢氧化镁作代用品盛装在第三个容器内。

在随后的测量部分内，试样被分成两个支流，第一个支流沿测量电极 M_1 流向 M_1 和 M_2 间的溢流口。第二个支流经过一个流量计，然后在 Z_1 内加入附加氢浓度（在阴极区用喷嘴形成涡流），再同比较电极 M_2 接触，最后也到达 M_1 和 M_2 间的溢流口。

测量方法

同水中含氢量相应的电压值，可用补偿式毫伏表直接测出。为了能够消除偶然发生的轻微扰动，使不致产生微小的寄生电流，可采用同样微小的一个可调节逆向电流来完成。

附加氢浓度的多少，最好选择得等于被测的氢浓度，这样被测氢浓度的波动才能最可靠地和电压变化相一致。因此，希望能够加入同许多个测量范围相适应的附加浓度。这就是说，在水流速度一定的情况下，希望能有若干种为氢的附加量所需要的水流在 Z_1 和 Z_2 间流动。在附加氢量的支路内，这样的水流速度最好选择为 0.75 升/时，这样，1 微克/升的含氢量便相当于 20 微安。

图 3 线路表明，校正电流和附加电流间是高度绝缘的，它们共同放置在一个高度绝缘的箱内。接线图能够说明清楚。采用 Baumgarten 公司制造的空气电池作为 100 伏电压的电源，这种电池的使用时间很长，并且能够很好地保持其电压。在同一测量仪器上，可利用旋钮来整定产生附加氢量所需的电流大小，这个旋钮还可用来测量氢电压。图上的两个多级开关也应是高度绝缘的。

记录式测量仪器利用 220 伏交流电拖动。建议从配电变压器抽取交流

电压，以便测量仪器同电网不发生直接联系。外壳同引线的屏蔽相连接，并和被测水的导管良好地接通。

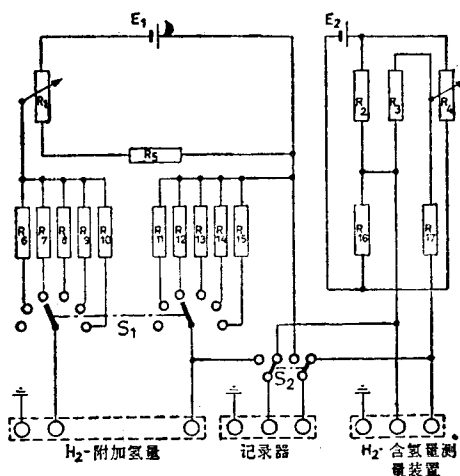


图3 含氢量测量装置和记录器间的接线图

E_1	100 V	R_{11}	2.5 K Ω
E_2	4.5 V	R_{12}	1 K Ω
R_1	2 M Ω	R_{13}	0.5 K Ω
R_2	220 K Ω	R_{14}	250 Ω
R_3	220 K Ω	R_{15}	100 Ω
R_4	2 M Ω	R_{16}	220 K Ω
R_5	50 M Ω	R_{17}	50 M Ω

$R_6 \sim R_{10}$ ——选择得使附加氢量可按表1执行；

$R_{11} \sim R_{15}$ ——这些电阻值的选择，应使加入氢量经常相当于记录器偏移10毫伏；

S_1 ——5级开关；

S_2 ——旋转转换开关；

被测氢浓度和附加氢浓度的大小相等，使被记录的电压大小约为10毫伏（因 $a+m/m$ 约等于2，所以，在25℃时 $29.5 \times \log 2$ 约等于10）。因此，20毫伏的刻度范围是适当的。这样的刻度最好，可以直接地读出含氢量。这便需要如图4所示的特制刻度，并且这种刻度可应用于一切测量范围。

在测量范围和其附加电流间，导出了下列关系(表 1)。

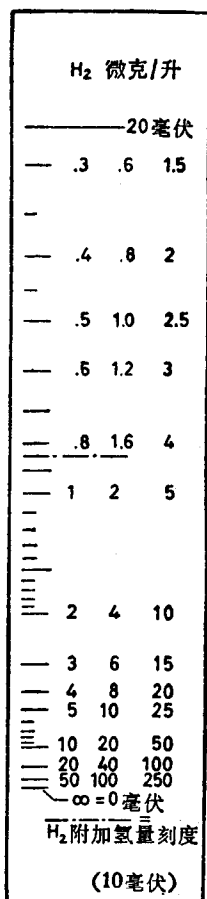


图 4 直接测定含氢量的记录器表面刻度

表1 在流量为0.753升/时的情况下, 测量范围、附加电流和产生的附加氢浓度

测量范围 (微克/升)	微 安	附 加 氢 量 (微克/升)
0.06—∞	4.0	0.2
0.15—∞	10.0	0.5
0.3 —∞	20	1.0
0.6 —∞	40	2.0
1.5 —∞	100	5.0

测量装置试验

在试制和检验这种仪器时, 必须将已知的氢浓度加入最纯净的水中。这可用玛里奥特瓶 (Mariottesche Flasche) 来完成, 将瓶中的水用氢饱和, 再将这样的水经可调节的针形阀注入主要的水流中。

表2说明, 测定结果很令人满意。

表2 对已知含氢量的水进行测量的结果

加入氢量 (微克/升)	测得氢量 (微克/升)
11.45	11.4
8.0	8.1
4.3	4.65
1.43	1.42
0.54	0.52
0.23	0.21
0.043	0.040

很低的含氢量似乎也是可以测定的, 但是, 加入这样微小的浓度已感到特别困难。表2中示出的数值0.04微克/升, 要求的流出速度已为每小时0.1毫升。这样小的流量很难保持恒定, 并且还应防止胶管连接处的氢损失。此外, 测定这样低的氢浓度, 在目前并没有什么用处。

小 结

对给水和蒸汽凝结水中的含氢量可以进行测定，测定时，水样中应完全没有氧存在，pH 值应固定在某种程度上，并且将水流分成两个支流。在两个支流内装设镀铂的铂制电极。采用电解法向一个支流内添加已知的氢浓度。出现的电压差便是衡量被测蒸汽凝结水中含氢量的标度，并且可以很容易地进行记录。

(译自西德《Mitteilungen der VGB》1966年2月。

原载《国外汽轮机锅炉》1967年10月)

瞬时温度测量

提 要 使用热电偶或其它装置测温需要有一定的时间。这个时间与测量装置的热力时间常数值的大小有关。这里我们叙述了一种测量“瞬时”温度的电子电路。它使在任一时间的温度与温度变化速度 结合了起来。这样唯一的限制因素就成了电路所包含的电子时间常数。这装置曾用作光功率的绝对测量，并找出温度测量装置的必要典型时间为 10^{-5} X 测量装置的热力时间常数。

导 言 测量温度往往需要一定的间隔时间 T , T 即测量装置的热力时间常数。对水银温度计来说, T 约为几分钟; 热电偶则为几秒钟; 一只精密的热电偶浸在高导热溶体中, 则 T 可能是一秒甚至更短些。而且当温度随着时间不断变化时, 在一个时间常数内只能得到温度的平均值。这样假如温度波动迅速, 温度计就无法跟着变化。

假若温度计受到温度梯度升降, 温度计的温度将经过几个时间常数后到达最终的稳定温度。我们为了求得良好的近似数, 可以假定温度计升温是按指数上升。由此对热电偶来说, 其随着时间的电压输出为:

$$V(t) = V_0(1 - e^{-t/T}) \quad (1)$$

式中 V_0 为相应于平衡温度的最后信号电压。本文内我们叙述用下列公式决定 V_0 的简单回路。

$$V_0 = V(t) + T \frac{dV(t)}{dt} \quad (2)$$

可以从一简单 RC 电路获得的电压, 以求出其微分:

$$V_R(t) = \left(\frac{RC}{RC+T} \right) V_0 (e^{-t/T} - e^{-t/RC}) \approx \frac{RC}{T} V_0 e^{-t/T} \quad (3)$$

这里我们采用了 $T, t \gg RC$ 。由此, 电压 V_0 是通过放大 V_R 再加上 $V(t)$ 即得:

$$V_0 = V(t) + \frac{T}{RC} V_R(t) \quad (4)$$

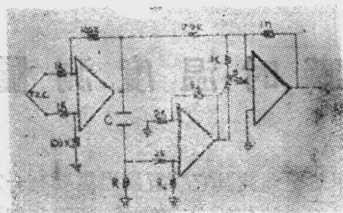


图1 瞬时温度测量电路图(OP-AMPS Burr-Brown No. 3267/12C)

操 作 我们采用的瞬时温度测量计电路见图1。其中没有标明值的组件将根据观察时系统的温升速度而变化。我们的情况是对这种电路作了二种不同的试验：一种是电子试验另一种是热力试验。试验目的是观察我们的装置在一宽广的温度值 T 范围内怎样工作的。在电子试验中，我们按照方程式(1)的方式定期输入电压， T 的变化为0.01~0.1秒并给定 $RC=0.0001$ 秒 ($R=1k\Omega$, $C=0.1\mu F$)。依次改变 R_d ，产生了一种方波，其振幅与 V_0 成正比例。

在热力试验中，我们用二只白炽灯，将灯丝影象呈现在热电偶上。试验装置见图2。对于露天用的某特种热电偶， T 为8秒，因为白炽灯丝热



图2 热力试验装置

反应时间的程序为0.1秒，所以选择 RC 为0.1秒 ($R=10k\Omega$, $C=10\mu F$)。然后开亮一只或二只灯，在一只示波器下观察电路出力以及放大的热电偶出力。其典型结果如图3所示。显然出力与热量输入成正比，因而它也与最终温度成正比。当前我们正在构造一种热时常数0.1秒左右的热电偶，用于配合我们的电子电路，以测量脉冲光或截光中的光功率。

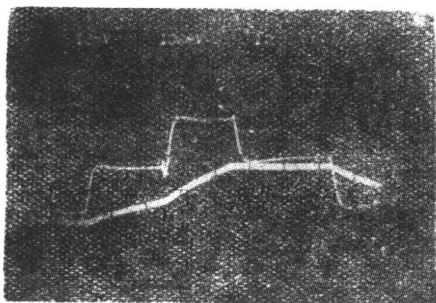


图3 示波图上的波迹显示出放大的热电偶出力(下波迹10毫伏/格)和本文描述的(上波迹100毫伏/格)以第一只炽光灯亮、二只炽光灯都亮、第二只炽光灯亮的电路出力。(扫描时间为一秒钟。)

(上锅厂研究所沈汉云译自《The Review of
Scientific Instrument》1973年9月杨锦山校)