Глава 11. СТАБИЛИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ УЛЬТРАЗВУКОВОЙ СВАРКИ

Петушко И.В.

Общество с ограниченной ответственностью «Ультразвуковые технологии и оборудование» г. Санкт-Петербург, Россия, E-mail: petushko51 @yandex.ru

Введение

Ультразвуковая (УЗ) сварка металлов и термопластичных материалов является одним из самых высокопроизводительных, высококачественных и экологически чистых электротехнологических процессов, находя широкое применение в различных производственных операциях.

Однако, промышленное оборудование, предназначенное для реализации этих процессов, не дает ещё должного экономического эффекта в виду ряда проблем, основными из которых, являются обеспечение стабильного и эффективного ввода УЗ механической энергии в технологическую зону [1-11].

В общем случае ультразвуковая технологическая установка состоит из источника электрической энергии – ультразвукового генератора (УЗГ), блока согласования (БС), электроакустического преобразователя (ЭП), волновода-инструмента (ВИ), два последних в совокупности составляют колебательную систему (КС), технологического устройства (ТУ) и блока управления (БУ).

Из теории акустических колебаний [1,2,3] известно, что полная средняя энергия элемента объёма среды определяется, как:

$$\overline{\mathbf{E}}_{non} = 2\pi^2 f^2 \xi^2 r_A t \tag{1}$$

где: *f* – частота колебаний, ξ – их амплитуда, *r*_A – активная составляющая акустического сопротивления (в нашем случае – технологической зоны), *t* – время воздействия колебаний на материал.

Постоянство УЗ энергии в технологической зоне (ТЗ) зависит от постоянства энергии, излучаемой ВИ, и постоянства акустических свойств технологической зоны, носящей в общем случае комплексный характер, свойств контактов между инструментом и ТЗ, между частями ТЗ, между ТЗ и окружающей её средой. Кроме того, величина комплексного сопротивления нагрузки на инструмент зависит от сварочного усилия, площадей контактов, состояния свариваемых материалов, их размеров и конструкции. В ходе технологического процесса (ТП) сопротивление, оказываемое на инструмент, претерпевает, как правило, значительные изменения, поэтому для анализа качественных характеристик эффективных условий передачи энергии и условий стабильности параметров ТП, широко используется понятие усредненного сопротивления [2,7,12]. Для исследований относительных изменений параметров ТП целесообразно воспользоваться электрическими эквивалентными схемами, свойства элементов которых являются аналогами свойств механических сопротивлений [10]. Поскольку управлять сопротивлением ТЗ нереально, а длительность технологической операции или её части легко может быть проконтролирована, изменена и стабилизирована, то основное внимание необходимо уделить причинам дестабилизации амплитуды механических колебаний (АМК) инструмента, а также управления ею, как наиболее удобным для этих целей параметром.

На амплитуду механических колебаний, излучающей поверхности волноводаинструмента, значительное влияние оказывают условия преобразований и передачи энергии в системе УЗГ–КС –ТЗ, что, в конечном счёте, сказывается на эффективности и стабильности практически всех [1÷12] ультразвуковых ТП.

На рисунке 1 представлено «дерево» факторов дестабилизирующих АМК.



Рисунок 1 – Факторы, влияющие на стабильность амплитуды механических колебаний излучающей поверхности КС

1.Исследования взаимосвязи между характеристиками ультразвукового генератора, электроакустического преобразователя, волновода-инструмента, характеристиками технологической зоны и параметрами дестабилизирующих факторов

Рассмотрим эквивалентную схему магнитострикционного преобразователя, работающего в режиме излучения и нагруженного с одной стороны на сопротивление Z_{KH} , эквивалентное входному сопротивлению нагруженного концентратора (Рис. 2) [2]. Эквивалентная схема концентратора [13] и технологической нагрузки Z_{KH} представлена на рисунке 2.б, а формулы для вычисления элементов эквивалентной схемы различных типов волноводов представлены в [10]. Сопротивление потерь в материале волновода в виду его малой величины не учитывается.



Рисунок 2 – а) Схема замещения нагруженного магнитострикционного преобразователя: V_r – электрическое напряжение генератора; $x_{\mathcal{D}\mathcal{T}}$ и $r_{\mathcal{D}\mathcal{T}}$ – электрическое реактивное и активное сопротивления преобразователя; ϕ – коэффициент электромеханической связи;

- изменение ϕ , $x_{\Pi 1}$, x_{Π} - механические реактивные сопротивления преобразователя;

 r_{II} – механическое активное сопротивление преобразователя; $x_{1\kappa}$, $x_{2\kappa}$, $x_{2\kappa}$ – реактивные механические сопротивления концентратора; K_y – коэффициент усиления концентратора;

*г*_{АЭКВ}, *Х*_{АЭКВ} – активные и реактивные составляющие акустического сопротивления

технологической зоны; $\xi_{II1} + \xi_{II2}$ – нагрузки свободного торца преобразователя. б) Преобразованная схема замещения нагруженного концентратора:

*j*x₀ – реактивное сопротивление концентратора в режиме холостого хода; $r''_{A \supset KB}$ и $x''_{A \supset KB}$ – активное и реактивное сопротивления акустической нагрузки, приведенные к активным стержням преобразователя; Z_{KH} – входное сопротивление нагруженного концентратора.

Сопротивление акустической нагрузки имеет комплексный характер $Z_{A \ni KB} = r_{A \ni KB} + j x_{A \ni KB}$.

Известно, что если отношение диаметров входного и выходного торцов концентратора $N_{_K} = \frac{D_1}{D_2}$, то коэффициент усиления $K_{_y}$ для экспоненциального

концентратора равен N_{κ} , а для катеноидального $K_{y} = N_{\kappa} \cdot \left| \cos \frac{2\pi l}{\lambda} \right|$, где l – длина

концентратора, а l – длина волны. Для конического концентратора $K_{_{y}}\langle N_{_{K}}$ и всегда K_{y} (4.6. Если N_{K} не велико $(V_{K} \langle 4 \rangle)$ то эти концентраторы обладают примерно одинаковым коэффициентом усиления [13].

Преобразуем эквивалентную схему (рис. 2.а) в схему без трансформатора (рис. 2.б), а параллельное соединение её ветвей заменим последовательным соединением, тогда для входного сопротивления нагруженного концентратора получим:

$$Z_{KH} = \frac{N_{K}r_{A \ni KB}X_{3K}}{\sqrt[6]{k}r_{A \ni KB}} + \sqrt[6]{k}r_{A \ni KB} + \sqrt[6]{k}r_{A \ni KB} - \frac{N_{K}r_{A \ni KB}X_{3K}}{\sqrt[6]{k}r_{A \ni KB}}$$

$$-j\left[x_{3K}\frac{N_{K}^{4}r_{A3KB}^{2}+\xi_{2K}-x_{3K}+N_{K}^{2}x_{A3KB}}{\xi_{K}^{2}r_{A3KB}^{2}+\xi_{2K}-x_{3K}+N_{K}^{2}x_{A3KB}^{2}}-x_{1K}\right]$$

Исследуем это выражение. При отсутствии нагрузки $(_{A \to KB} = 0 \, u \, X_{A \to KB} = 0)$

$$Z_{KH} = Z_{KO} = -j \left[\frac{x_{2K} x_{3K}}{x_{2K} - x_{3K}} - x_{1K} \right] = j x_{KO},$$
(2)

т. е. $Z_{\it KH}$ равно собственному сопротивлению концентратора $Z_{\it KO}$.

Если $x_{A \ni KB} = 0$, а $r_{A \ni KB} \neq 0$, т. е. нагрузка чисто активная, то:

$$Z_{KH} = \frac{N_{K}^{2} r_{A \supset KB} X_{3K}^{2}}{\sqrt[4]{k}^{2} r_{A \supset KB} + \sqrt[4]{k}^{2} + \sqrt[4]{k}^{2} - x_{3K} + \sqrt[4]{k} + \sqrt[4]{k} + \sqrt[4]{k} + \sqrt[4]{k} + \sqrt[4]{k} + \sqrt[$$

Есл

$$Z_{KH} = -j \left[\frac{1}{\frac{1}{x_{3K}} - \frac{1}{x_{2K} + N_K^2 x_{A \ni KB}}} - x_{1K} \right]$$

Представим эквивалентную схему нагруженного концентратора как сумму двух сопротивлений: собственного сопротивления концентратора Z_{ко} и сопротивления нагрузки $Z'_{A \supset KB}$, приведенного к входному торцу концентратора:

$$\mathbf{Z}_{KH} = \mathbf{Z}_{A \ni KB}' + \mathbf{Z}_{KO} \tag{3}$$

Отсюда

$$\mathbf{Z}_{KH} = \mathbf{Z}_{KH} - \mathbf{Z}_{KO} =$$

$$=\frac{N_{KA3KB}^{2}r}{V_{KA3KB}^{2}}+V_{2K}^{2}+V_{KA3KB}^{2}-x_{3K}^{2}}+jx_{3K}^{2}N_{K}^{2}}N_{K}^{2}V_{A3KB}^{2}+x_{A3KB}^{2}+V_{2K}^{2}+N_{KA3KB}^{2}-x_{3K}^{2}+V_{A3KB}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A3K}^{2}+V_{A$$

Обозначим

$$Z'_{A \ni K B} = r'_{A \ni K B} + j x'_{A \ni K B}$$
⁽⁴⁾

где:

$$r'_{A \ni KB} = \frac{N_{K}^{2} r_{A \ni KB} \chi^{3} K}{ \left(\sum_{K}^{2} r_{A \ni KB} \chi^{2} + \left(\sum_{K}^{2} + N_{K}^{2} \chi_{A \ni KB} - X_{3K} \chi^{2} \right) \right)}$$
(5)

$$x'_{A \supset KB} = x_{3K}^2 N_K^2 \frac{N_K^2 \left(\frac{2}{A \supset KB} + x_{A \supset KB}^2 \right) \left(\frac{2}{E_{2K}} - x_{3K} \right) + x_{A \supset KB}}{\left(\sqrt{\frac{2}{K}} r_{A \supset KB} \right)^2 + \left(\frac{2}{E_{2K}} + N_K^2 x_{A \supset KB} - x_{3K} \right)}$$
(6)

$$Z_{A \supset KB} \langle x_{A \supset KB} = 0 \rangle =$$

$$= \frac{N^{2} r}{\langle V_{K}^{2} r_{A \supset KB} \rangle} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{3K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{3K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{3K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{3K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset KB} - x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle + \langle z_{K} + \langle z_{K} + N_{K}^{2} x_{A \supset K} \rangle$$

Таким образом, активная нагрузка, приведенная к входному торцу концентратора, уже имеет комплексный характер.

При чисто реактивном характере нагрузки ($r_{A \supset KB} = 0$) сопротивление $Z'_{A \supset KB}$ будет:

$$Z'_{A \supset KB} (x_{A \supset KB}) = jx_{3K} N_{K}^{2} \frac{N_{K}^{2} x_{A \supset KB}^{2} x_{A \supset KB} x_{2K} x_{3K}}{(x_{2K} - x_{3K} + N_{K} x_{A \supset KB}) (x_{2K} - x_{3K})}$$

Входное сопротивление накладки магнитострикционного преобразователя, приведённого к его активным стержням, определяется уравнением [2]:

$$Z_{BX} = jx_{1M} + Z'_{KH} = jx_{1M} + \frac{Z_{KH}}{\cos kd \left(1 + jZ_{KH} \frac{tgkd}{\omega S_1}\right)}$$

 $jx_{1M} = j\omega S_1 tgkd$ – входное инерционное сопротивление накладки, где ω – круговая частота, S_1 – поперечное сечение накладки, $k = \omega/c$ – волновой коэффициент, c – скорость распространения колебаний в материале стержня, d – толщина накладки; Z'_{KH} – сопротивление нагрузки на накладку пакета, приведенное к его активным стержням.

Подставим в выражение для Z'_{KH} значение для Z_{KH} из уравнения (3):

$$Z_{KH} = \frac{jx_{KO} + Z'_{A \supset KB}}{\cos\left(1 + j \frac{Z'_{A \supset KB} + jx_{KO}}{\omega_{S_1}} tgkd\right)}$$

•

или с учётом (4):

$$Z_{KH} = \frac{\int x_{KO} + f' + jx'_{A \to KB}}{\cos kd \left(1 + j \frac{r_{A \to KB} + jx_{KO} + jx'_{A \to KB}}{\omega S_1} tgkd\right)}$$

·...

где:

$$jx_{KO}' = \frac{jx_{KO}}{\cos kd \left(1 - \frac{x_{KO}}{\omega_{S_1}} tgkd\right)}$$
(9)

а Z''_{АЭКВ} будет:

$$Z''_{A\ni KB} = Z'_{KH} - jx'_{KO} =$$

$$=\frac{jx_{KO}+r'_{A \supset KB}+jx'_{A \supset KB}}{\cos kd\left(1+j\frac{r'_{A \supset KB}+jx_{KO}+jx'_{A \supset KB}}{\omega S_{1}}tgkd\right)}-\frac{jx_{KO}}{\cos\left(1-\frac{x_{KO}}{\omega S_{1}}tgkd\right)}$$
(10)

Выделим естественную и мнимую части:

$$Z_{A \supset KB}^{\prime\prime} = r_{A \supset KB}^{\prime\prime} + j x_{A \supset KB}^{\prime\prime} = \frac{r_{A \supset KB}^{\prime\prime} \omega^{2} S_{1}^{2}}{\cos k dt g k d} \left[\left(\frac{\omega S_{1}}{t g k d} - x_{KO} - x_{A \supset KB}^{\prime} \right)^{2} + r_{A \supset KB}^{\prime 2} \right] + j \frac{x_{A \supset KB}^{\prime} \omega S_{1}^{\prime} / t g k d - x_{KO} x_{A \supset KB}^{\prime} - x_{A^{\prime} \rightarrow KB}^{\prime} - r_{A \supset KB}^{\prime}}{\cos k dt g^{2} k d \left[\left(\frac{\omega S_{1}}{t g k d} - x_{KO} - x_{A \supset KB}^{\prime} \right)^{2} + r_{A \supset KB}^{\prime 2} \right]$$
(11)

Предположив, что реактивная часть сопротивления нагрузки равна нулю $x_{A \supset K B} = 0$, определим реактивное сопротивление, вносимое в механический контур КС активной составляющей $r_{A \supset K B}$:

$$x''_{A \supset KB} \left(x_{A \supset KB} \right)_{=}^{0} = \frac{\frac{x'_{A \supset KB(x_{A \supset KB}=0)} \omega S_{1}}{tgkd} - x_{KO} x'_{A \supset KB} \left(x_{A \supset KB} \right)_{0}^{0} - x'_{A \supset KB} \left(x_{A \supset KB} \right)_{0}^{0} - x'_{A \supset KB} \left(x_{A \supset KB} \right)_{0}^{0} - x'_{A \supset KB} \right)_{0}^{0}$$
(12)
$$\cos kdtg^{2}kd \left[\left(\frac{\omega}{S_{1}} - x_{KO} - x'_{KO} \right)_{0}^{0} + x'_{A \supset KB} \right]_{0}^{2} + x'_{A \supset KB} \right]_{0}^{2} + x'_{A \supset KB} \right]_{0}^{2}$$

И окончательно эквивалентная схема нагруженной колебательной системы примет вид, изображенный на Рис. 2.6, где F есть [2]:

$$F = -j2\frac{\alpha_{M}U_{cc}}{n\omega}$$

n – число витков на стержне пакета; α_M – магнитострикционная постоянная. Колебательная скорость в этой цепи будет:

$$\boldsymbol{\xi}_{n} = \frac{F}{Z} = -j \frac{2\alpha_{M} U_{cc} / n\omega}{r_{M} + r_{A \ni KB}^{"} + j \left[\boldsymbol{\xi}_{1M} - \boldsymbol{x}_{2M}\right] + \boldsymbol{x}_{KO}^{'} + \boldsymbol{x}_{A \ni KB}^{"}}$$

Нестабильность тока через эту последовательную резонансную эквивалентную цепь, вызванную частотной расстройкой, может быть определена по аналогии с электрическими схемами [13] как:

$$\frac{\xi_{\Pi}}{\xi_{\Pi\Pi}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \mathbf{Q}Y^{2}}}$$
(13)

где Q – добротность ненагруженной КС, Y – относительная расстройка.

$$Y = \frac{2 \Lambda f}{f_o} = \frac{2 \langle f_P - f_o \rangle}{f_o}$$
(14)

где Δf – расстройка между рабочей частотой f_P и частотой механического резонанса КС – f_0 .

Отношение частот будет определяться отношением реактивных сопротивлений:

$$\frac{f_P}{f_o} = \frac{2x_{1M} + x'_{KO} + x''_{A\Im KB}}{2x_{1M} + x'_{KO}} = 1 + \frac{x''_{A\Im KB}}{2x_{1M} + x'_{KO}}$$

Тогда расстройка Усогласно (14) будет:

$$Y = \frac{2x'_{A \to KB}}{2x_{1,M} + x'_{KO}}$$
(15)

Однако, одновременно с расстройкой между рабочей частотой УЗГ и частотой механического резонанса нагруженной КС, вызванной внесением в колебательный контур реактивного сопротивления $x''_{AЭKB}$, значительное влияние на изменение амплитуды оказывает активное сопротивление $r''_{AЭKB}$. Это сопротивление оказывает существенное влияние на добротность механического контура, поэтому влияние реактивной составляющей $Z''_{AЭKB}$ на величину ξ_{II} необходимо рассматривать с учётом влияния её активной части.

Таким образом, в формуле (13) учтём изменение добротности под нагрузкой.

$$\frac{\xi_{\Pi}}{\xi_{O\Pi}} = \frac{1}{\sqrt{1+Q_H^2 Y^2}},$$

где:

$$Q_H = Q \frac{r_M}{r_M + r''_{A \ni KB}}$$

Поскольку добротность ненагруженного преобразователя:

$$Q = \P_{1M} + x'_{KO}]r_M ,$$

то окончательное выражение для расчёта величины изменения КС под влиянием вносимого в механический контур реактивного сопротивления будет:

$$\frac{\xi_{II}}{\xi_{OII}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{x_{KO}}{r_M' + r_{A3KB}''}\right)^2 \left(\frac{2x_{A3KB}''}{2x_{1M} + x_o'}\right)^2}}$$
(16)

Если частотное рассогласование в системе: УЗГ – КС – ТЗ устранено, например, посредством АПЧ, то стабильность энергетических параметров будет определяться двумя факторами: стабильностью источника колебательной силы, зависящей от колебаний сети, питающей УЗГ, и соотношением между внутренним сопротивлением этого источника и активной составляющей приведенного к выходу источника эквивалентного усреднённого во времени, сопротивления ТЗ.

Механическая мощность для преобразователя такой линейной КС определяется аналогично (1):

$$P_{\Pi XX} = 2 \oint_o \xi_{O\Pi XX} \stackrel{>}{>} r_M \tag{17}$$

или:

$$P_{\Pi XX} = \pi f_o \xi_{O\Pi XX} F_{\Im KB} ,$$

где: ξ_{OTIXX} – амплитуда механических колебаний инструмента на резонансной частоте в режиме холостого хода, $F_{\mathcal{H}KB}$ – эквивалентная сила.

Если преобразователь не нагружен, то амплитуду в соответствии с (17) можно определить как:

$$\pi f_o \xi_{OTIXX} = \frac{F_{\Im KB}}{r_M} \tag{18}$$

а при наличии активной нагрузки $r_{A \supset KB}$ как:

$$\pi^{f}_{o}\xi_{O\Pi} = \frac{F_{\Im KB}}{r_{M} + r_{A\Im KB}}$$
(19)

Относительное уменьшение амплитуды будет:

$$\frac{\xi_{II}}{\xi_{IIIX}} = \frac{r_M}{r_M + r_{A3KB}} = \frac{1}{1 + r_{A3KB}/r_M}$$
(20)

Если механическая энергия от системы передаётся в нагрузку через механический трансформатор с коэффициентом усиления *K_y*, то выражение (20) можно переписать в следующем виде:

$$\frac{\xi_{\Pi}}{\xi_{\Pi XX}} = \frac{1}{1 + K_y^2 r_{A \supset KB} / r_M}$$
(21)

Из уравнения (21) видно, что влияние изменения сопротивления технологической нагрузки на амплитуду будет тем сильнее, чем больше коэффициент усиления механического трансформатора и чем больше отношение этого сопротивления к эквивалентному сопротивлению преобразователя.

В зависимости от условий согласования будут изменяться так же акустикомеханический КПД и мощность – η и P_{H} , отдаваемая преобразователем в нагрузку.

$$\eta = \frac{P_{H}}{P_{H} + P_{\Pi}} = \frac{K_{y}^{2} r_{A \supset KB} / r_{M}}{1 + K_{y}^{2} r_{A \supset KB} / r_{M}}$$
(22)

$$\frac{P}{P_{MXX}} = \frac{K^2 r_{XASKB}/r_{M}}{(1+K_y^2 r_{ASKB}/r_{M})^2}$$
(23)

На рисунке 3 представлены нормированные расчётные графики изменения АМК ξ_{II}/ξ_{IIXX} , мощности, передаваемой в нагрузку P_H/P_{IIXX} , и КПД η для коэффициентов усиления механического трансформатора $K_v = 0.6; 1.0; 2.0; 4.0.$



Рисунок 3 – Геометрия задачи об изменениях амплитуды механических колебаний $\left(\frac{\xi_{H}}{\xi_{KX}} - \circ - \circ\right)$, мощности передаваемой в зону сварки($\frac{P_{H}}{P_{n_{KX}}} - \Box$... \Box) и КПД $\eta - \Delta - - -\Delta$ в зависимости от отношений сопротивления $\frac{r_{H}}{r_{\Pi Э K B}}$, для коэффициентов усиления механического трансформатора $K_{\gamma} = 0.6; 1.0; 2.0; 4.0.$

Из рисунка видно, что действительно при одном и том же изменении нагрузки, изменение амплитуды тем меньше, чем меньше коэффициент усиления K_y трансформатора. Например, для коэффициента нагрузки, равного $r_{_{\!A\!J\!K\!B}}/r_{_M} = 0.25$ при

использовании КС с $K_y = 2$ уменьшение амплитуды колебаний по сравнению с режимом холостого хода, составит $0.5\xi_{IIXX}$, а при использовании системы с $K_y = 0.6$ – не более $0.1\xi_{IIXX}$.

Однако, коэффициент полезного действия при работе с системой с $K_y = 0.6$ составит всего лишь 8%, в то время как с системой $K_y = 2-50\%$.

Изменение величины U_0 напряжения питающей сети вызывает соответствующее изменение колебательной силы КС, и как следствие этого – изменение АМК, силы и мощности в нагрузке.

Считая, что:

$$\frac{U_o \pm \Delta U}{U_o} = \Psi \frac{F_{O \ni KB} \pm \Delta^F_{\Im KB}}{F_{O \ni KB}} = K^c \Psi$$
(24)

где Ψ коэффициент, зависящий от режима работы генератора, очевидно, что для генератора работающего в ключевом режиме он будет равен 1. Для генератора, работающего в режиме В, он будет зависеть от величины отсечки коллекторного тока. K_c – коэффициент изменения напряжения питающей сети $\mathbf{K}_c = 0.8 - 1.2$ перепишем

 K_c – коэффициент изменения напряжения питающей сети $c^{-0,0-1,2}$, перепишем уравнение (19) с учётом (24) и K_y :

$$\pi f_o \xi'_{II} = \frac{F_{\Im KB} K_c \Psi}{r_M + K_y^2 r_{A\Im KB}}$$
(25)

Сравнивая уравнения (25) и (19), не трудно увидеть, что:

$$\boldsymbol{\xi}_{\Pi}^{\prime} = \boldsymbol{\xi}_{\Pi} \boldsymbol{K}_{c} \boldsymbol{\Psi} \tag{26}$$

и, таким образом, сделать вывод, что относительная величина дестабилизации амплитуды, вызванная колебаниями напряжения сети, не зависит от коэффициента $r_{A ext{JKB}}/r_{M}$ нагрузки и коэффициента усиления механического трансформатора.

2. Устранение частотного рассогласования

Способы устранения влияния частотного рассогласования (под согласованием понимается не обязательно точная настройка УЗГ на механический резонанс КС или их семейства) подробно рассмотрены в работах [16,17], а результаты представлены на Рис. 4. Что касается конкретного способа осуществления АПЧ, то сравнительный анализ, проведенный методами расстановки приоритетов, показал, что наиболее эффективным способом устранения частотного рассогласования, для промышленных ультразвуковых установок, является способ синхронизации генератора прямоугольных колебаний сигналом синусоидальной формы, получаемым с датчика механических колебаний преобразователя.

Проведем теоретические исследования такой системы АПЧ и установим основные соотношения, определяющие взаимосвязь между характеристиками генератора, параметрами колебательной системы и технологического процесса, т. е. основные характеристики системы АПЧ, осуществляемой методом синхронизации мультивибратора: полосы захвата, полосы удержания, точности подстройки и быстродействия, а также их зависимости от параметров КС в ходе ТП.

При изменении резонансной частоты КС фаза сигнала с датчика механических колебаний изменяется, причём величина и знак этого изменения будут соответствовать величине и знаку расстройки между частотой электрического напряжения, подводимого к КС, и частотой её механического резонанса. Изменение фазовых соотношений в установке приведёт к изменению периода колебаний мультивибратора и соответственно — рабочей частоты установки в сторону новой резонансной частоты КС.



Рисунок 4 – Способы устранения частотного рассогласованияв ультразвуковых технологических установках

Предположим, что усилитель и датчик колебаний не вносят фазового сдвига в цепь авторегулирования. Тогда работа АПЧ будет определяться амплитуднофазовыми соотношениями в блоке синхронизации и характеристиками КС. Допустим также, перезаряд конденсатора мультивибратора происходит по линейному закону. Опрокидывание мультивибратора в режиме синхронизации происходит в тот момент, когда сигналы на инвертирующем и неинвертирующем входах усилителя становятся равными:

$$U_{\mathcal{A}} \bigoplus U_{c} \bigoplus U_{BX,H} \bigoplus$$
(27)

Представим временные зависимости процесса синхронизации в виде двух сигналов $U_{\mathcal{A}} \, \mathbb{C}_{u} \, U_{{}_{BX,H}} \, \mathbb{C}_{U_{c}} \, \mathbb{C}_{c}$ Согласно уравнению (27) условием опрокидывания мультивибратора является их равенство. Величина сигнала синхронизации в этот момент:

$$U_{\mathcal{A}} = U_{\mathcal{A}} \sin \varphi_{N} = \xi K_{\mathcal{A}} \sin \varphi_{N}$$
(28)

где $K_{\mathcal{A}}$ – чувствительность датчика колебаний.

$$\frac{T_M}{T_P} = \frac{2U_M}{2U_M \mp U_N}$$

то, заменяя периоды соответствующими частотами и учитывая (28), получим:

$$\frac{f_p}{f_M} = \frac{1}{\underbrace{\underline{K}}_{\underline{\Pi}} \underline{\sin}_{\underline{M}}}$$
(29)

Так как кратность режима синхронизации равна 1, а её устойчивый режим возможен тогда, когда производные напряжений $U_{\mathcal{A}} \subset u U_{\mathcal{C}} \subset u$ имеют противоположные знаки, область допустимых изменений угла φ_N будет от $-\frac{\pi}{2} d_0 + \frac{\pi}{2}$ Тогда полоса удержания $\Delta f_{\Pi Y}$ для малых амплитуд $U_{\mathcal{A}} \langle 2U_M$ с учётом погрешности отработки АПЧ и коэффициентов снижения амплитуды колебаний — за счёт пульсаций $\mathfrak{C}_{\Pi} = 0 \div 1$, влияния акустического сопротивления нагрузки $\mathfrak{C}_{\mathcal{A}} = 0 \div 1$, изменения технологического режима $\mathfrak{C}_T = 0 \div 1$, будет определяться выражением:

$$\Delta f_{\Pi V} = f_P - f_M = f_M \left[\frac{\frac{1}{1 \pm \frac{\xi_0 K_H K_H K_H K_H K_H}{2U_M \sqrt{1 + \mathbf{Q}_H 2\Delta f_{\Pi H} / f_o}^2}} - 1 \right]$$
(30)

Условием «захвата» АПЧ является пересечение линии пилообразного напряжения мультивибратора с кривой синхронизирующего сигнала на участие, где его производная положительна. Если $f_o \rangle f_M$, то это возможно в том случае, когда разность фаз сигналов U_A и U_M не превышает величины:

$$\varphi_{\Sigma} = -\frac{\pi}{2} \left(\frac{U_{\mathcal{I}}}{U_{M}} + 1 \right)$$

Но разность фаз этих сигналов есть сумма фазового сигнала φ_{cc} от расстройки между частотой механического резонанса КС частотой генератора и фазового сдвига φ_{r} усилителя генератора. Таким образом, начальное условие захвата АПЧ есть:

$$\left. \phi_{\Sigma} \right\rangle \phi_{\Gamma} + \phi_{CC}$$
или:

$$\varphi_{\Gamma} + \operatorname{artg} Q_{H} \frac{2\Delta f_{\Pi 3}}{f_{o}} \langle -\frac{\pi}{2} \left[+ \frac{\xi_{0} K_{\Pi} K_{\Pi}}{U_{M} \sqrt{1 + \mathbf{Q}_{H} 2\Delta f_{\Pi 3} / f_{o}}} \right]$$
(31)

Если $f_o \langle f_M \rangle$, то φ_{Σ} положительна и в неравенстве (31) изменится знак:

$$\varphi_{\Gamma} + \operatorname{artg} Q_{H} \frac{2\Delta f_{\Pi 3}}{f_{o}} \langle \frac{\pi}{2} \left[1 + \frac{\xi_{0} K_{\Pi} K_{\Pi}}{U_{M} \sqrt{1 + \mathbf{Q}_{H} 2\Delta f_{\Pi 3} / f_{o}}} \right]$$
(32)

Неравенство (32) является условием захвата для малых по сравнению с величиной U_{M} амплитуд $U_{\mathcal{A}}$. При увеличении наступит такой момент, когда величины и производные сигналов $U_{\mathcal{A}} \bigcirc_{\mathbf{U}} U_{M} \bigcirc_{\mathbf{C}}$ станут, равны и синхронизация нарушится. Определим временную координату этого равенства.

Уравнение падающего участка пилообразного напряжения мультивибратора есть:

$$U_M = -\frac{4U_M}{T_M}t \tag{33}$$

а уравнение синхронизирующего сигнала:

$$U_{\mathcal{A}} \bigoplus U_{\mathcal{A}} \sin \left(\frac{2\pi t}{T} - \varphi_{\Sigma} \right)$$

Дифференцируя это уравнение, и приравнивая производную $U'_{\mathcal{A}} \subset_{\mathsf{N}} U_{\mathcal{M}} \subset_{(34),$ после преобразований получим:

$$-\frac{2U_M}{U_A} = \cos\left[\frac{2\pi t}{T_M} - \frac{\pi}{2}\left(+\frac{U_A}{U_M} \right) \right]$$

Решая относительно t, имеем:

$$t = \frac{T_M}{2^{\pi}} \begin{bmatrix} \pi \\ 1 \\ 2 \end{bmatrix} + \frac{U_A}{U_M} - \arccos \frac{2U_M}{\pi_U_A} \end{bmatrix}$$

Соотношение величины $U_{\mathcal{A}}$ и $2U_{\mathcal{M}}$ для граничной расстройки $\Delta f_{\mathcal{B}}$ определим как: $\frac{2U_{\mathcal{M}}}{U_{\mathcal{N}}} = \frac{T_{\mathcal{M}}}{2t}$

Подставляя в это уравнение выражение для U_N из уравнения синхронизирующего сигнала, и решая относительно U_A/U_M , получим условие: $U_A/U_M \langle 1,11 \rangle$ (34)

определяющее границу диапазона изменений величины $U_{\mathcal{A}}/U_{\mathcal{M}}$ в неравенстве (32).

Необходимо отметить, что можно получить режим синхронизации и при отношениях

$$1,8\langle \frac{U_{\mathcal{A}}}{U_{\mathcal{M}}}\langle 2$$

Однако полоса захвата при таких соотношениях резко ограничивается в виду смещения точки синхронизации $U_{\scriptscriptstyle N}$ к нулевому значению.

Соблюдение неравенств (31) и (32) является необходимым, но недостаточным условием захвата. Окончательным условием захвата будет такое соотношение амплитуд и фаз сигналов, при котором, после переходного процесса точка синхронизации не выйдет за пределы участка сигнала $U_{\mathcal{A}}$, где его производная положительна. Таким образом, полоса захвата будет определяться с учётом уменьшения АМК за счёт расстройки частот при обязательном выполнении неравенств (31) и (32).

$$\Delta f_{\Pi 3} = f_{o} - f_{M} = f \frac{1}{\frac{2U_{M^{-}}}{U_{\mathcal{A}}}} \sqrt{1 + \left(Q_{H} \frac{2\Delta f_{\Pi 3^{-}}}{f_{o}}\right)^{2} - 1}$$
(35)

Для определения точности подстройки *Для* необходимо учесть ошибки, вносимые блоком синхронизации и цепью АПЧ.

$$\sin \varphi_{N} = \frac{U_{N}}{U_{A}}$$
(36)

$$U_N = 2U_M \left(1 - \frac{T_P}{T_M} \right)$$

Подставляя выражение для U_N в уравнение (36), выражая периоды через соответствующие частоты и решая относительно φ_N , получим:

$$\varphi_N = \arcsin \frac{2U_M}{U_A} \left(-f_M / f_P \right)$$
(37)

Фазовая характеристика нагруженной КС определяется уравнением:

$$\Delta \varphi_{CC} = \operatorname{arctg} Q_H \, \frac{2\Delta f}{f_0} = \operatorname{arctg} Q_H \, \frac{2\Delta f_{TT}}{f_{02}} \tag{38}$$

Если частота мультивибратора равна частоте механического резонанса КС f_{01} и фазовый сдвиг цепи АПЧ равен нулю, то установка будет работать на частоте, при которой $\Delta \varphi_{cc} = 0$. При изменении резонансной частоты с f_{01} до f_{02} баланс фаз (аналогично устройству с самовозбуждением) будет сообщаться уже не на частоте f_{02} , а на частоте $f_{02} + \Delta f_{TTT}$, поскольку частота f_M не изменилась и между фазой сигнала синхронизации $U_{\mathcal{A}}$ и фазой выходного сигнала мультивибратора появилась разность, определяемая по уравнению (37):

$$\Delta \varphi_{N} = \arcsin \frac{2U_{M}}{U_{A}} \left(1 - \frac{f_{M}}{f_{02} + \Delta f_{T\Pi}} \right)$$

Приравнивая $\Delta \phi_N \kappa \Delta \phi_{CC}$, из уравнения (38) имеем:

$$\operatorname{arctg} Q_{H} \frac{2\Delta f_{TTI}}{f_{02}} = \operatorname{arcsin} \frac{2U_{M}}{U_{A}} \left(1 - \frac{f_{M}}{f_{02} + \Delta f_{TTI}} \right)$$

и с учётом сдвига фаз $\Delta \varphi_{\Gamma}$, вносимого усилителем генератора при изменении рабочей частоты установки от f_{01} до $f_{02} + \Delta f_{TTT}$, получим равенство для определения точности подстройки системы АПЧ:

$$\operatorname{arctg} Q_{H} \frac{2\Delta f_{T\Pi}}{f_{02}} = \Delta \varphi_{T} + \operatorname{arcsin} \frac{2U_{M}}{U_{\Pi}} \left(1 - \frac{f_{M}}{f_{02} + \Delta f_{T\Pi}} \right)$$
(39)

Для определения быстродействия последовательной цепи АПЧ необходимо найти звено, обладающее наименьшим быстродействием. Если считать, что усилитель генератора практически безинерционен, то необходимо сравнить инерционность блока синхронизации и инерционность КС.

Комплексное сопротивление механической ветви Z_{M} , полагая, что сопротивление акустической нагрузки $r_{A \supset KB}$ и датчика $r_{\mathcal{A}}$ активны, есть:

$$Z_{M} = j\omega L_{M} - j\frac{1}{\omega C_{M}} + r_{M} + r_{A3KB} + r_{A}$$

Обозначим:

$$R_{\Sigma} = r_M + r_{A \ni KB} + r_A$$

и заменим $j\omega$ наоператор «р», тогда коэффициент передачи всей цепи будет: $K P = \frac{r_{\mu} P C_{M}}{r_{\mu} P C_{M}}$

$$K \mathbf{\mathcal{C}} = \frac{A}{P^2 L_M C_M + R_\Sigma C_M P + 1}$$

Произведём ещё одну замену $P = j \mathbf{O} + \Omega$, где Ω — низкая частота.

$$K \mathbf{\mathcal{C}} = \frac{jr_{\mathcal{A}}C_{\mathcal{M}}\mathbf{\mathbf{\Theta}} + \Omega}{-\omega^{2}L_{\mathcal{M}}C_{\mathcal{M}} \mp 2L_{\mathcal{M}}C_{\mathcal{M}}\omega\Omega - \Omega^{2}L_{\mathcal{M}}C_{\mathcal{M}} + jR_{\Sigma}C_{\mathcal{M}}\omega + jR_{\mathcal{M}}\Omega + 1}$$

Очевидно, что при резонансе $\omega_o - 1/\sqrt{L_M C_M}$ первое слагаемое обращается в – 1, а третьим и пятым можно пренебречь в виду их малых значений, так же, как и вторым слагаемым в числителе. Окончательно получаем:

$$K \left[\mathbf{\psi} + \Omega \right] = \frac{r_{\mathcal{A}}}{R_{\Sigma} \left[1 \mp j \frac{2\Omega L_{M}}{R_{\Sigma}} \right]}$$
$$\frac{2\Omega L_{M}}{R_{\Sigma}}$$

Выражение R_{Σ} , стоящее в знаменателе, ничто иное, как $2 \tau \Omega$, где τ —

постоянная времени, умножим и разделим его на ω_{o} :

$$\frac{2\Omega L_M \omega_o}{R_{\Sigma} \omega_o} = \frac{2\Omega}{\omega_o} Q_H$$

Тогда, приравняв
$$\frac{2\Omega}{\omega_o} Q_H = 2\tau \Omega$$

получаем: $au = Q_{\scriptscriptstyle H} / \omega_{\scriptscriptstyle o}$.

Учитывая, что переходный процесс составляет 3τ , время установления механических колебаний будет:

$$t_{VCT.OC} = \frac{3Q_H}{2\pi f_o} \tag{40}$$

Учитывая вышеизложенное, можно сделать вывод, что быстродействие системы АПЧ, выполненной по принципу синхронизации, определяется в основном инерционными свойствами КС.

3. Устранение влияния мощностных факторов снижающих эффективность ТП

Способы устранения влияния мощностных факторов подробно рассмотрены в работах [16-17], а результаты представлены на рисунке 5.

Классические схемы авторегулирования хорошо изучены, но обладают многими недостатками, что делает их не всегда пригодными в оборудовании для ультразвуковой обработки. Наиболее сложной задачей стабилизации мощности, является снижение или даже исключение влияния комплексного акустического сопротивления технологической зоны, величина которого в свою очередь зависит от параметров колебательной системы, УЗГ, статического давления на излучающую поверхность КС и конечно изменений акустических свойств технологической нагрузки в ходе самого технологического процесса. Что касается последнего то управлять нагрузкой не реально, а вот уменьшить, или даже более того, изменить характер ее влияния на выделяемую в технологической зоне мощность можно исследовав, и установив взаимосвязи между параметрами и характеристиками выше указанных объектов.



Наиболее простым решением этого вопроса является подключение последовательного контура к выходу УЗГ, а колебательной системы к одному из реактивных сопротивлений этого контура. На рисунке 6,а представлена обобщённая электрическая эквивалентная схема установки с пьезоэлектрической КС, которая подключена к конденсатору последовательного контура.



Рисунок 6 – Эквивалентная схема установки с согласующим резонансным четырехполюсником: а) полная; б) упрощенная

Г – генератор, РЧ – резонансный четырехполюсник, КС – колебательная система

Физический смысл такого подключения состоит в том, что вносимое активное механическое сопротивление зоны сварки увеличивает активное суммарное сопротивление, подключённое параллельно конденсатору, и тем самым повышает добротность этой цепи. Увеличение добротности приводит к увеличению электрического напряжения на конденсаторе, а, следовательно, и напряжения, подводимого к КС, что позволяет стабилизировать АМК сварочного наконечника в заданном диапазоне изменения механических нагрузок.

На частоте механического резонанса механическая ветвь КС имеет активный характер, и ток I_M в режиме холостого хода ($r_{A \ni KB} = 0$ – ключ К замкнут) сварочной системы будет определяться:

$$I_{M}^{XX} = U_{BbX,\Gamma} Q_{K}^{XX} / r_{M}$$
(41)

где: Q_{κ}^{∞} – добротность электрического контура упрощённой эквивалентной схемы (рис. 6.б).

$$Q_{K}^{XX} = \frac{Q_{L}Q_{C}}{Q_{L} + Q_{C}} = \frac{\omega L \quad \omega R_{\Sigma}^{XX} C_{\Sigma}}{R \quad \omega L \atop R} + \omega R_{\Sigma}^{XX} C_{\Sigma}$$
(42)

Здесь: $Q_L \, \mu Q_C - \, добротности последовательной индуктивной и параллельной ёмкостной ветвей соответственно:$

$$R = r_{BH} + R_{L}; C_{\Sigma} = C + C_{\mathcal{M}}$$
$$R_{\Sigma}^{XX} = \left(\frac{1}{R_{C}} + \frac{1}{r_{\mathcal{M}}} + \frac{1}{r_{M}}\right)$$

Итак, при отсутствии нагрузки ток I_M , исходя из (41) и (42), будет:

$$I^{MX} = \frac{I_{MX,\Gamma}}{r_{M}} \frac{\omega_{LR_{\Sigma}^{XX}}}{C_{\Sigma}} = \frac{U_{BMX,\Gamma}}{P} \frac{1}{1} \frac{R_{\Sigma}^{XX}}{R_{\Sigma}}$$

$$r_{M} \frac{L}{C_{\Sigma}} + R^{XX}R}{RR^{2}} r_{M} \frac{1}{1} \frac{1}{1} r_{3J}$$

$$R_{H} \frac{1}{1} R_{C}$$

 r_M r (44) H I X U I F

 R_H (45) RR_H / $r_{3\pi}$

r_M	<i>r_{дЭКВ}</i> , уравнения	1	Rr_M	2	X X
	- -				Μ
	Аналогичным образом определим $I_{\scriptscriptstyle M}$ и для н	агр	уженно	ой КС,	, учитывая, что:
	Поскольку величины $R_{C}^{=M} \xrightarrow{=M}_{3Haq} \frac{r_{M}}{4} \xrightarrow{1}_{\Sigma} \xrightarrow{\Sigma}_{\Sigma}$ ител	Че	en v		+

(43) и (45) окончательно примут вид: *U*_{вых.г}

$$I_{M} \approx \frac{r_{BDA,I}}{\rho} + R \left(\frac{r_{ABKB}}{r_{ABKB}} \right)$$
(47)

Определим коэффициент стабилизации для такой схемы:

$$K_{CT} = \frac{I_M}{I_M^{XX}} \approx \frac{\rho + Rr_M}{\rho^2 + R \, \mathbf{\xi}_M + r_{A \ni KB}}$$
(48)

Заметим, что для установки с магнитострикционной колебательной системой упрощённая схема будет дуальна представленной на (рис. 6.б). Исследования зависимостей для I_M и K_{CT} в этом случае приводят к аналогичному, что и для пьезокерамического преобразователя, результату:

$$I_{M}^{XX} = \frac{U_{BbIX,\Gamma}}{\left(\frac{R}{\rho} + \frac{\rho}{R_{\Sigma}^{XX}}\right) R_{\Sigma}^{XX}} \approx \frac{U_{BbIX,\Gamma}}{\rho} \frac{1}{1 + Rr_{M}/\rho^{2}}$$
$$I_{M} = \frac{U_{BbIX,\Gamma}}{\left(\frac{R}{\rho} + \frac{\rho}{R_{H\Sigma}}\right) R^{H\Sigma}} \approx \frac{U_{BbIX,\Gamma}}{\rho} \frac{1}{1 + R \langle M + r_{A3KB} \rangle \rho^{2}}$$

Исследования выражения для коэффициента стабилизации показывают, что его величина близка к единице, если выполняется условие:

$$\rho > \sqrt{R} \left(_{M} + r_{A \supset KB} \right)$$
(49)

или, иначе:

$$\frac{\rho}{r_{BH} + R_L} > \frac{r_M + r_{A \supset KB}}{\rho}$$
(50)

Таким образом, эффект стабилизации такой схемы выражен тем сильнее, чем больше добротность $Q_{\Pi OC\Pi}$ последовательной цепи добротности $Q_{\Pi AP}$ параллельной цепи.

Однако эти характеристики показывают лишь относительные изменения I_{M} , т. е. являются приведёнными к величине I_{M}^{XX} . Сам же ток I_{M}^{XX} зависит от отношения $Q_{\Pi OC \Pi} / Q_{\Pi A P}$. Эту зависимость можно получить, преобразовав уравнение (41) с учётом (42):

$$I_{M}^{XX} = \frac{U_{BbIX,\Gamma}}{r_{M}} \frac{Q_{\Pi AP}}{1 + Q_{\Pi AP}/Q_{\Pi OC,\Pi}}$$
(51)
rge: $Q_{\Pi AP}/Q_{\Pi OC,\Pi} = \rho^{2}/Rr_{M}, Q_{\Pi AP} = \rho r_{M}.$

Определим оптимальное, с точки зрения максимализации тока I_M , соотношение Q_{IMP}/Q_{IOCII} , для чего продифференцируем по P уравнение (51) и приравняем первую производную к нулю. Исследуемая функция имеет максимум:

$$I_{MMARC}^{XX} = \frac{U_{BbIX.\Gamma}}{2\sqrt{r_M \, \mathbf{\xi}_{BH} + R_L}}$$
(52)

при:

$$\rho = \sqrt{r_M \left(\epsilon_{BH} + r_L \right)}$$
(53)

Или

$$I_{MMAKC}^{XX} = \frac{U_{BUX,\Gamma}}{2\rho}, Q_{\Pi OC\Pi}/Q_{\Pi AP} = 1$$

4. Экспериментальные исследования

Экспериментальные исследования зависимостей основных параметров технологических процессов ультразвуковой сварки показывают, что эти процессы являются самыми чувствительными к воздействию дестабилизирующих факторов. На рис. 7 представлены характерные зависимости основных параметров технологических процессов при сварке термопластичных материалов. Из рисунка 7,а видно, насколько сильно влияет частотная расстройка (через изменения АМК) на прочность сварных соединений при сварке ткани арт. 711504, а на рисунке 7,а и рисунке 7,г представлены зависимости самой частотной расстройки от времени работы машины и изменений сварочного давления. Основной параметр УЗ сварки – АМК напрямую зависит от мощности УЗГ, подверженной дестабилизации в зависимости от колебаний напряжения питающей сети (рис. 7.в). Зависимость прочности сварных и клеевых соединенийотАМКимеетярковыраженный экстремальный характер(рис.7,д и рис. 7,е).



Рисунок 7 – Экспериментальные характеристики технологических процессов УЗ сварки термопластичных материалов:а) зависимость резонансной частоты от времени работы УЗ швейной машины типа БШМ-2 (1-при охлаждении 0,5 л/мин; 2-при охлаждении 1,5 л/мин);б) зависимость прочности сварного шва (ткань арт. 711504) от частотной расстройки (при К_у=50 и при К_у=22); в) зависимость АМК от электрической мощности УЗГ; г) зависимость изменения резонансной частоты сварочной системы (К_у=40) от сварочного усилия; д) зависимость прочности УЗ склеивания гетинакса (БФ-2) от АМК; е) зависимость прочности сварного соединения капронового полотна от АМК Ультразвуковая сварка металлов является еще более чувствительной к воздействию дестабилизирующих факторов. Так, например, при шовной сварке никеля (Рис. 8.а, б, в) изменения резонансной частоты КС настолько сильны, что проводят к снижению прочности при сварке никеля толщиной 0,1мм на 40%. Сварка никеля толщиной 0,2мм становится практически невозможна без подстройки частоты после нескольких минут работы машины [14].

Требуемая прочность точечной сварки АМГ находится в пределах изменений АМК всего в 5мкм. (Рис. 8.г), необходимая прочность сварного соединения Д16Т может быть достигнута только при стабилизации АМК с точностью до 1мкм (Рис. 8.д).

На Рис. 8 представлены зависимости напряжения волочения проволок из молибдена и стали X18H10T от AMK, показывающие снижение этого напряжения в два раза при увеличении AMK до 16мкм [15].



Рисунок 8 – Экспериментальные характеристики технологических процессов УЗ сварки металлов:а) влияние усилия сжатия на резонансные характеристики сварочной электроакустической системы при шовной сварке никеля (1 – F_{cв}=0; 2 - F_{cв}=500H; 3 – F_{cв}=1000H); б) изменение температуры (Т---) сварочного ролика и резонансной частоты (f₀) сварочной системы в процессе шовной сварки никеля (1 – *σ* =0,05мм; *σ* =0,1мм; *σ* =0,2мм); в) изменение прочности сварного соединения в процессе шовной сварки никеля (1 – *σ*=0,05мм; *σ* =0,1мм; *σ* =0,1мм; *σ* =0,2мм); г) зависимость прочности точечного соединения (АМГ *σ* =0,5+0,5мм, F=500H, t=1,5 с); д) зависимость прочности точечного (Д16Т *σ* =0,5+0,5мм, 1 – F=900H, 2 – F=600H) е) зависимость напряжения волочения проволоки из молибдена и стали X18H10T(2) от АМК []

Заключение

Процессы ультразвуковой сварки термопластичных материалов и металлов являются самыми чувствительными из всех технологических процессов, использующих силовой ультразвук, к воздействию различных дестабилизирующих факторов.

Необходимым условием получения высокой повторяемости высокого качества соединений при ультразвуковой сварке является наличие в оборудовании систем автоматической подстройки частоты, автоматической подстройки амплитуды, а в некоторых случаях и наличие системы ее стабилизации.

Результаты экспериментальных исследований показали, что использование систем авторегулирования позволяет достичь стабилизации прочности сварных соединений термопластичных материалов и металлов не ниже 0,9 от оптимальной при воздействии различных дестабилизирующих факторов.

Список литературы:

1. Волков С. С., Черняк Б. Я. Сварка пластмасс ультразвуком. 2-е изд. перераб. и доп. – М.: Химия, 1986, -256 с.

2. Холопов Ю. В. Ультразвуковая сварка. Л.: «Машиностроение», 1972.

3. Клеткин И. Д., Полухин В. П. и др. Ультразвуковая сварка при изготовлении одежды. – М.: «Легкая промышленность», 1979.

4. Петушко И. В. Источники питания ультразвуковых технологических установок. – Л.: ЛДНТП, 1987.

5. Петушко И.В., Пугачев С.И. О стабильности прочности соединений при ультразвуковой металлизации. В книге «Современные проблемы и достижения в области электротехнологий в XXI веке», часть-2: Материалы международной научнотехнической конференции 4-5 апреля 2001 года, Санкт-Петербург, СПбГТУ, 2001,198 с.

6. Петушко И. В., Бухтерин А. Я. Ультразвуковая сварка синтетических материалов на установке с автоматической подстройкой частоты. – Электротехн. промть. Сер. Электротермия, 1984, вып. 1, -с. 9-10.

7. Беляков А. И., Рыдзевский А. П., Басенко В. И. Проблемы стабилизации процесса ультразвуковой микросварки. – Электронная техника. Сер. Технология организация производства. Оборудование. – МЭТ СССР, 1976, вып. 18 (435), 31с.

8. Петушко И. В., Смирнов А. С., Холопов Ю. В. Ультразвуковая сварка полимерных материалов с автоматической подстройкой частоты. – Электротехн. промть. Сер. Электросварка, 1982, вып.6, с. 5-6.

9. Нефедов В. В., Петушко И. В., Холопов Ю. В. Частотное согласование при шовной ультразвуковой сварке. – Автомат. сварка, 1983, №1, с. 73-74.

10. Снытко А. Я. Эквивалентные схемы ультразвуковых преобразователей с концентраторами. – Акустический журнал, 1974, т. ХХ, вып. 3, с. 477-479.

11. Петушко И. В. Технические требования к источникам питания машин для ультразвуковой сварки с устройствами стабилизации. – Электротехн. пром-ть Сер. Электросварка, 1983, вып.1, с.7-10.

12. Петушко И. В., Коричев А.А., Клячко В. М. Способы автоматического регулирования выходных параметров генераторов для ультразвуковых технологических процессов. – Электротехника, 1985, №10, с. 18.

13. Донской А. В., Келлер О. К., Кратыш Г. С., Ультразвуковые Электротехнологические установки – Л.: Энергоиздат. Ленингр. Отделение, 1982,-208с.

14. Нефедов В. В., Петушко И. В. Холопов Ю. В., Частотное согласование при шовной ультразвуковой сварке,// Автоматическая сварка,-1983,-№1-с.73-74.

15. Абрамов О. В. Опыт применения ультразвука в процессах обработки металлов давлением. - М., Машиностроение, 1980, -48с.