АКУСТИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Том XIX 1973 Вып. 4

УДК 534.64

МЕХАНИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ НАГРУЗКИ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ РЕЗАНИИ ХРУПКИХ МАТЕРИАЛОВ

Л. И. Ганева, И. П. Голямина, В. С. Марголин

Экспериментально определена величина механического сопротивления акустической нагрузки при ультразвуковом резании хрупких материлов в зависимости от амплитуды колебаний инструмента, усилия прижима, вида обрабатываемого материала и диаметра инструмента.

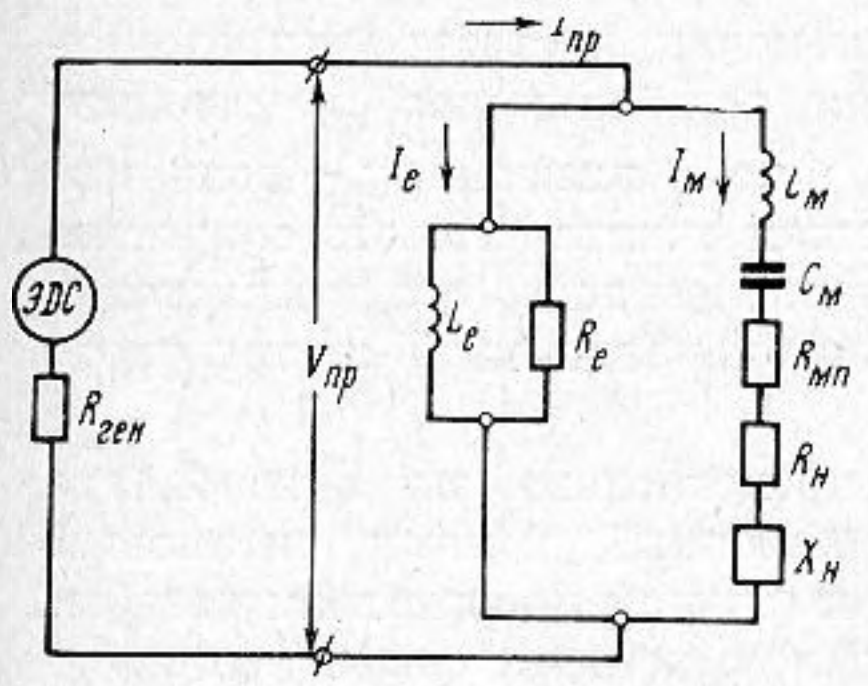
Для ультразвуковых технологических процессов, таких, как прошивание небольших отверстий в хрупких материалах, сварка полимерных пленок или синтетических тканей и т. п., механическое сопротивление нагрузки на конце ультразвукового инструмента относительно невелико. Поэтому в ультразвуковых установках с преобразователями, обладающими значительными собственными потерями (увеличивающимися, в частности, за счет системы охлаждения [1]), высокой механической прочностью и питающимися от генераторов с большим запасом мощности, это сопротивление нагрузки можно и вовсе не принимать в расчет. Подобные установки с преобразователями из никеля или пермендюра до последнего времени были довольно широко распространены в ультразвуковой технике [2]. Однако в последние годы все большее применение находят преобразователи из современных керамических материалов, характеризующиеся весьма малыми собственными потерями; наряду с этим наблюдается тенденция к созданию высокоэффективных установок, все элементы которых и режимы работы оптимизированы применительно к конкретной цели их использования. В этих условиях сопротивление акустической нагрузки приобретает существенное значение. Величину его необходимо знать, чтобы оценить мощность, требуемую для проведения данного процесса, и выбрать подходящий преобразователь и режим его работы. С учетом сопротивления нагрузки производится расчет оптимальных параметров колебательной системы [3, 4]; зная сопротивление нагрузки, можно решить вопрос о необходимости автоматической подстройки частоты и амплитуды выходного напряжения генератора, работающего с данным преобразователем, и определить интервал такой автоподстройки.

Значение сопротивления нагрузки при ультразвуковом резании стекла было определено в работе [5] с помощью специальной установки, позволяющей автоматически регистрировать импеданц — диаграммы преобразователя как в свободном, так и в нагруженном состояниях при автоматическом изменении частоты питающего его генератора в окрестности резонанса. В данной работе изучались закономерности изменения сопротивления нагрузки при ультразвуковом резании в зависимости от вида обрабатываемого материала, амплитуды колебаний инструмента, силы прижима, диаметра инструмента.

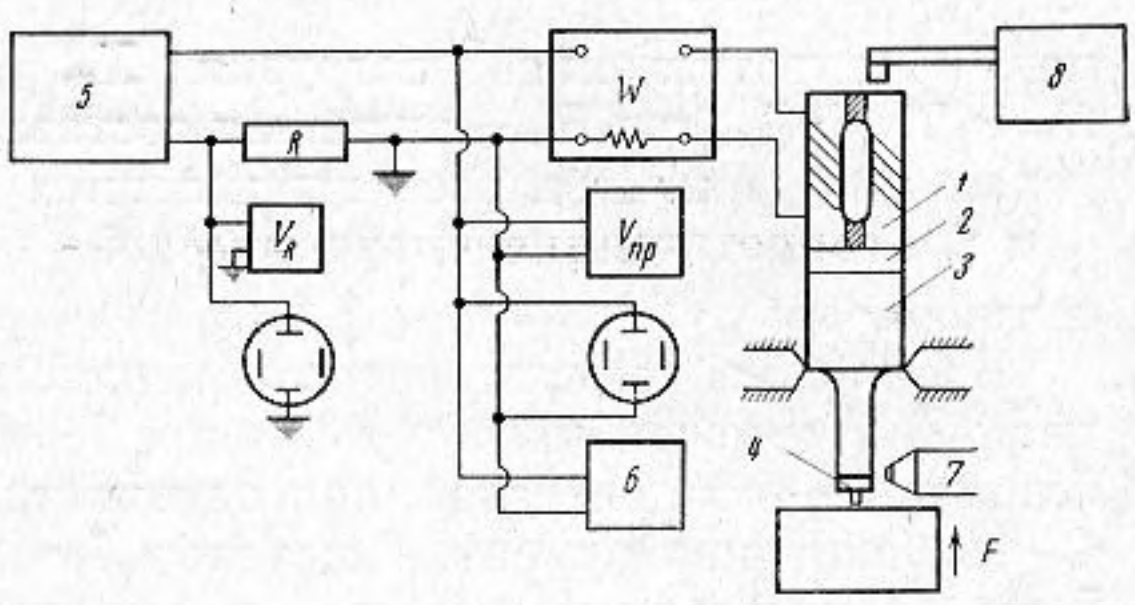
Объектом исследований, как и в работе [5], служил малогабаритный ультразвуковой станок 4770-У с колебательной системой, состоящей из

высокоэффективного ферритового преобразователя 2С25С, ступенчатого титанового концентратора и сменного (на резьбе) стального инструмента. Резонансная частота системы с различными инструментами лежала в пределах от 22,6 до 23,2 *кгц*. Добротность колебательной системы Q была увеличена до 1500 по сравнению с $Q = 400$ в работе [5] путем более свободного размещения обмотки на сердечнике; это обстоятельство сделало систему более чувствительной к малым нагрузкам. Значения диаметров инструментов d составляли 2,5 и 15 *мм*; при смене инструментов контролировалась добротность колебательной системы, так как недостаточно тщательная затяжка могла привести к заметному возрастанию потерь.

В процессе эксперимента прошивались отверстия в образцах из стекла, пьезокерамики и корунда. Стекло является наиболее типичным примером материала, обрабатываемого ультразвуковым методом; пьезокерамика и



Фиг. 1



Фиг. 2

корунд были выбраны в качестве примеров более мягкого (легче обрабатываемого) и более твердого материала соответственно. Образцы имели вид плоскопараллельных пластин толщиной 5—10 *мм*. Обработка производилась на глубину 3—5 *мм* при помощи суспензии карбида бора № 10 (ГОСТ 3647-59) в воде с примерной весовой концентрацией 1 : 1. Для стабилизации концентрации абразива обрабатываемые образцы помещались в ванночку с суспензией.

Амплитуда колебаний инструмента (A) изменялась в пределах от 10 до 30 *мк*, усилие прижима (F / S) — от 0,3 до 7,5 *кГ/см*^{2} (здесь F — сила прижима, S — площадь торца инструмента). Эти интервалы соответствуют значениям A и F, обычно применяемым при ультразвуковой обработке [6, 7]. При максимальных амплитудах колебаний (25—30 *мк*) и оптимальных (по производительности) усилиях прижима производительность обработки составляла примерно 30, 35 и 5 *мм*^{3}/*мин* соответственно для стекла, пьезокерамики и корунда. Прижим в процессе проведения экспериментов создавался с помощью специальной системы с блоком и сменными грузами, которой был заменен применяемый в станке 4770-У пружинный механизм подъема стола. Такая система нагружения позволила точно определять силу прижима и поддерживать ее постоянной в процессе обработки.

Сопротивление нагрузки определялось, как и в работе [5], по результатам измерения электрических параметров колебательной системы при работе вхолостую и под нагрузкой. Однако, в отличие от работы [5], мы отказались от метода измерения частотных характеристик под нагрузкой, так как при медленном снятии характеристики успевают измениться как величина нагрузки, так и свойства самой колебательной системы, а при относительно быстром изменении частоты акустические условия в момент прохождения резонанса могут отличаться от условий, соответствующих установившемуся режиму. Важность же проведения измерений

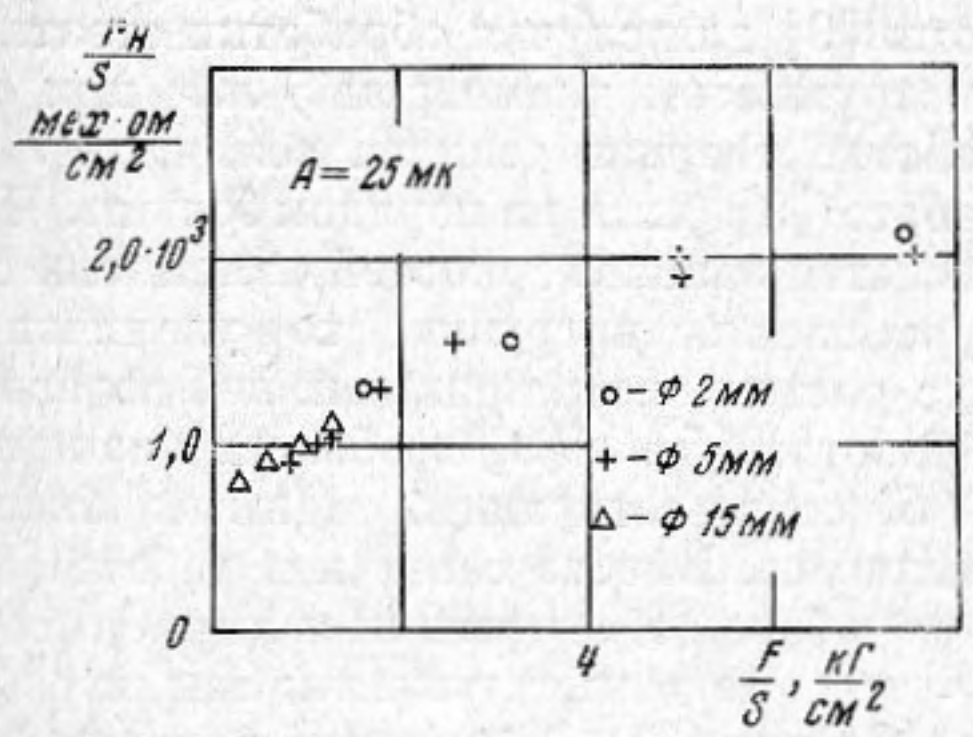
в установившемся режиме связана, в частности, с наличием в рабочем зазоре сильно развитой кавитации.

Частотная электрическая характеристика колебательной системы измерялась лишь при работе вхолостую, и из нее определялись частота механического резонанса системы (антирезонансная частота) $f_а$, ее добротность Q и параметры эквивалентной схемы (см. фиг. 1) L_e, R_e, $R_{мп}$, $L_м$ и $C_м$, где L_e и R_e — индуктивность и сопротивление электрических потерь зажатого преобразователя, а $L_м$, $1 / C_м$ и $R_{мп}$ — эквивалентные масса, упругость и сопротивление механических потерь колебательной системы. Значения L_e и R_e, соответствующие резонансу, определялись экстраполяцией значений, измеренных на более низких и более высоких частотах, величина $R_{мп}$ вычислялась по резонансному значению импеданца с учетом L_e и R_e, величина $L_м$ — по Q и $R_{мп}$, а $C_м$ — по $f_а$ и $L_м$. Под нагрузкой измерялось лишь изменившееся значение частоты антирезонанса — $f_{а_н}$ и соответствующий ей электрический инпеданц. По изменению частоты антирезонанса ($\Delta f_а = f_{а_н} - f_а$) определялась реактивная составляющая эквивалентного сопротивления нагрузки $X_н$, а по импеданцу — величина $R_м = R_{мп} + R_н$, где $R_н$ — активная составляющая эквивалентного сопротивления нагрузки. При всех вычислениях предполагалось, что на частотах $f_а$ и $f_{а_н}$ сопротивление «механической» ветви эквивалентной схемы чисто активно.

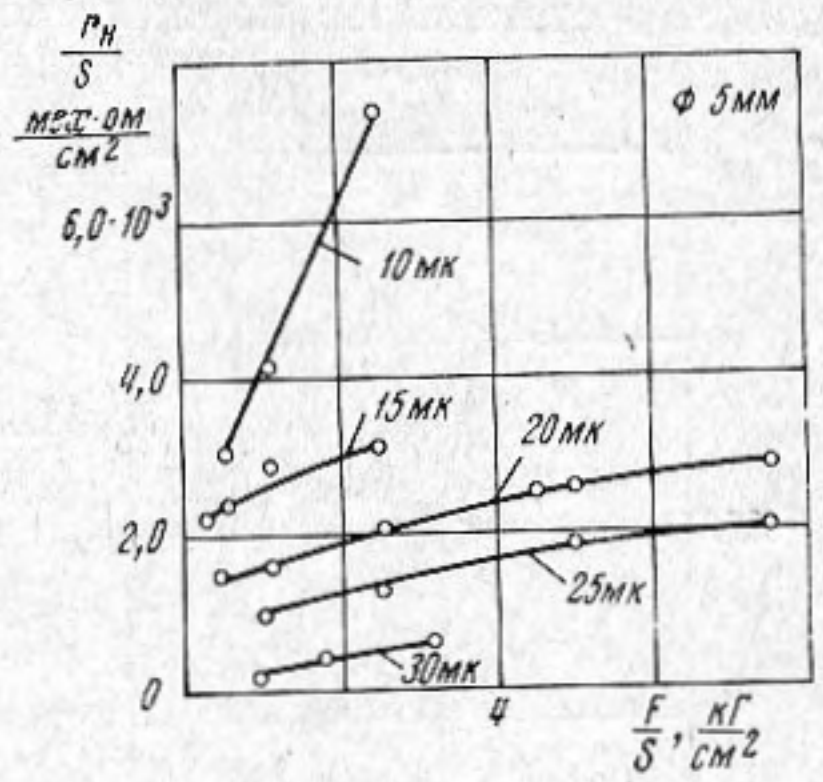
Блок-схема измерительного комплекса представлена на фиг. 2, где цифрой *1* отмечен преобразователь, *2* — приклеенный к нему титановый фланец, *3* — концентратор, присоединяемый к фланцу посредством резьбы, *4* — рабочий инструмент. Генератор *5* обладал выходным сопротивлением 5 *ом*, значительно меньшим, чем импеданц обмотки преобразователя, содержащей 300 витков ($L_e = 2{,}7$ *мгн*). Благодаря этому преобразователь работал в режиме постоянного напряжения, и частота антирезонанса $f_{а_н}$ практически совпадала с частотой, соответствующей максимуму тока в обмотке $I_{пр}$. Это позволяло быстро производить настройку на частоту $f_{а_н}$ по максимуму напряжения V_R на малом последовательно включенном сопротивлении R. Частота $f_{а_н}$ определялась с помощью электронного частотомера (*6* на блок-схеме). На этой частоте измерялись значения напряжения на преобразователе $V_{пр}$, напряжения V_R и мощности W, потребляемой преобразователем. Для измерения последней служил электронный ваттметр ЭВ-1, форма сигнала контролировалась при помощи осциллографа. Измеренные величины, наряду с известной величиной R, полностью определяли модуль и фазовый угол φ комплексного электрического импеданца колебательной системы, используемые для вычисления элементов эквивалентной схемы под нагрузкой. При каждом заданном значении A и F система несколько раз настраивалась на частоту антирезонанса поочередно в нагруженном и свободном состояниях и производились соответствующие измерения. Для вычислений использовались средние значения измеренных величин. Амплитуда колебаний инструмента поддерживалась при измерениях постоянной, значение ее определялось с помощью микроскопа *7* при работе вхолостую, а под нагрузкой контролировалось по амплитуде колебаний свободного торца преобразователя, измеряемой бесконтактным виброметром УБВ-2 (*8*), или по величине тока в механической ветви преобразователя — $I_м$ ($I_м = I_{пр} \cdot \cos \varphi$).

Представленная на фиг. 2 измерительная схема использовалась и для измерений частотной характеристики потребляемой мощности и комплексного импеданца колебательной системы при работе вхолостую. Точность измерения W составляла 5%, $V_{пр}$ и V_R — 3%, величина R была известна с точностью до 1%. Разброс значений $R_{мп}$ при многократных измерениях составлял 1—2%, а разброс для $R_н$ не превышал 20%. Особый интерес представляет вопрос о погрешности измерений $R_м$ (или $R_{мп}$), обусловленной неточным совпадением истинной частоты антирезонанса, на которой

сопротивление «механической ветви» эквивалентной схемы равно $R_м$, и частоты, соответствующей максимуму $I_{пр}$. Формулы, приведенные в работе [8], позволяют оценить разницу этих частот. Оценка показывает, что для колебательной системы с коэффициентом связи 5% и добротностью ~1500 измеренное значение $f_а$ получается завышенным на 3,5 *гц*. Реактивное сопротивление эквивалентной массы на этой частоте дает погрешность в определении $R_{мп}$, равную +10%. Снижение добротности до 400 увеличивает эту погрешность до +30%. В процессе измерений величина Q падала под нагрузкой в среднем в 1,5 раза и лишь для инструмента диаметром 15 *мм* при максимальном прижиме уменьшение Q достигало 2,5—3 раз, что давало погрешность в определении $R_м \sim 20\%$. Таким образом можно



Фиг. 3



Фиг. 4

считать, что точность определения эквивалентного сопротивления акустической нагрузки в данной работе с учетом погрешности измерений и настройки частоты была не ниже 25—30%.

Истинные значения активной $r_н$ и реактивной $x_н$ компонент механического сопротивления акустической нагрузки вычислялись, как и в работе [5], умножением соответственных эквивалентных сопротивлений на величину $1/\varkappa^2$, где $\varkappa$ — коэффициент преобразования, определяемый экспериментально как отношение колебательной скорости инструмента $2\pi f_а A$ к току в механической ветви $I_м$ в отсутствие нагрузки. Для исследованной колебательной системы величина $\varkappa$ составляла 10^4 ед. CGSM.

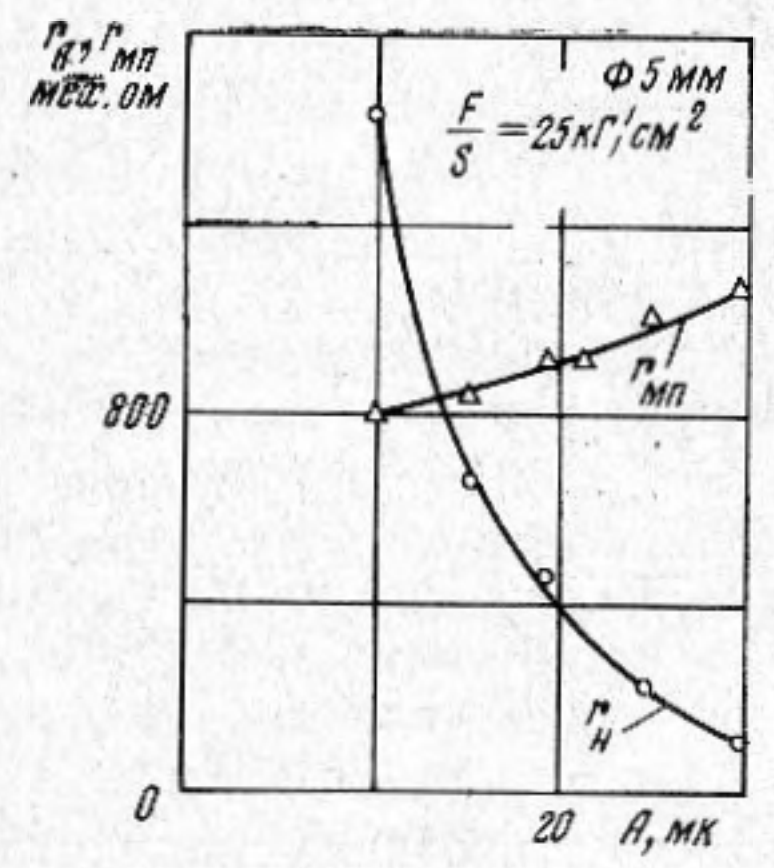
На графиках фиг. 3—6 представлены результаты измерений активного сопротивления нагрузки, причем на фиг. 3—5 основные закономерности изменения сопротивления даны на примере обработки стекла, а на фиг. 6 представлены данные, характеризующие обработку различных материалов. На графиках по оси ординат отложено удельное механическое сопротивление акустической нагрузки, т. е. величина $r_н/S$, где S — площадь торца инструмента. Величина эта от диаметра инструмента практически не зависела, что подтверждается на примере обработки стекла инструментами различного диаметра, приведенном на фиг. 3.

Из данных фиг. 3 и 4 следует, что сопротивление нагрузки возрастает с увеличением силы прижима. Степень относительного увеличения $r_н$ с ростом F практически одинакова для различных значений амплитуды от 15 до 30 *мк*, лишь для $A = 10$ *мк* величина $r_н$ возрастает более резко.

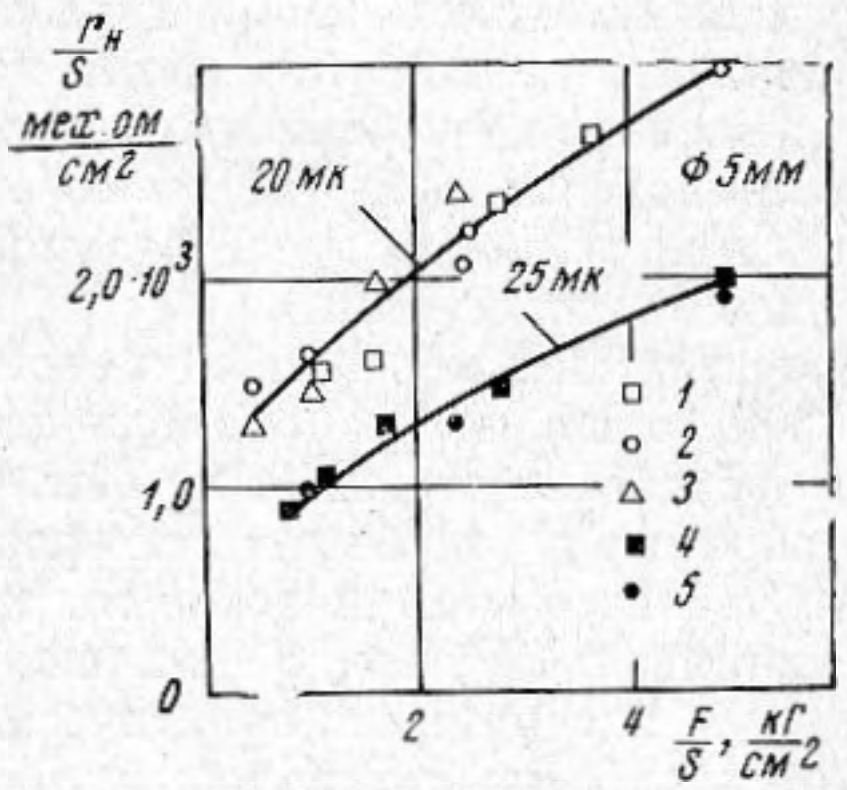
Примечательно заметное снижение удельного сопротивления нагрузки с ростом амплитуды колебаний, которое можно наблюдать на фиг. 4, где дана зависимость $r_н/S$ от F/S при различных значениях A. Зависимость $r_н$ от A наглядно представлена на фиг. 5 для случая обработки стекла инструментом с диаметром 5 *мм* при оптимальном усилии прижима 2,5 *кГ/см*². Там же дана и амплитудная зависимость сопротивления механических потерь колебательной системы $r_{мп}$, которое, как и следовало ожидать в соответствии со свойствами ферритов, возрастает с увеличением A.

Закономерности в зависимости $r_н$ от F и от A были одинаковыми при обработке различных материалов. Более того, и абсолютные значения $r_н$ для исследованных материалов в пределах точности эксперимента не различались. Это видно из фиг. 6, где значки *1* и *4* соответствуют резанию самого твердого материала — корунда, *2* и *5* — резанию стекла, *3* и *6* — пьезокерамики, при этом светлые значки относятся к работе колебательной системы с амплитудой 20 *мк*, а зачерненные — 25 *мк*.

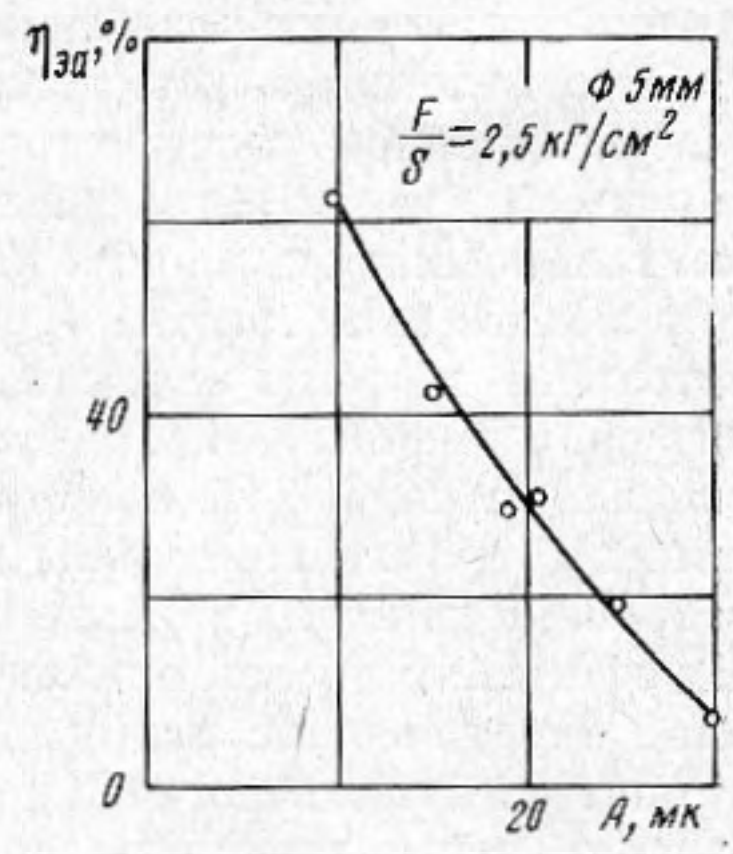
Абсолютная величина удельного активного сопротивления нагрузки при достаточно эффективном резании, т. е. в пределах изменения A от 15 до 30 *мк* и F/S от 2 до 5 *кГ/см*^{2}, менялась от 0,5 до $5 \cdot 10^3$ *дин/см/сек·см*^{2}. Эти значения находятся в хорошем согласии с данными работы [5] для обработки стекла. По порядку величины они совпадают и с данными работы [9] для случая обработки стеатита инструментом диаметром 5 *мм*; при обработке твердого сплава величина $r_н$ в работе [9] была на порядок больше. Что касается закономерностей изменения сопротивления нагрузки, то увеличение $r_н$ с ростом силы прижима наблюдалось в работах [5] и [9] в области значений F/S, соответствующих данным экспериментам. Вместе с тем и в работе [5], и в работе [9] отмечалась зависимость $r_н$ от размера инструмента: так, в работе [9] при $S = 30 \times 3$ *мм*^{2} величина $r_н$ была почти на порядок выше, чем при $S = (\pi/4) \cdot 25$ *мм*^{2}; некоторое увеличение $r_н$ с ростом S можно заметить и в работе [5]. Наблюдавшееся в работе [9] увеличение $r_н$ с ростом напряжения на обмотке преобразователя, т. е. с ростом A, находится в противоречии с результатами настоящей работы.



Фиг. 5



Фиг. 6



Фиг. 7

Реактивное сопротивление нагрузки, определяемое по результатам данных экспериментов, имело, как в работах [5 и 9], характер упругости — частота $f_{а_н}$ была всегда выше, чем $f_а$. Значения разности этих частот Δf находились в пределах от 5 до 25 *гц*. Ввиду относительной малости Δf результаты экспериментального определения $x_н$ характеризовались большим разбросом, и на основании их можно лишь утверждать, что с ростом F и A величина $x_н$ также возрастала. Для $\Delta f = 20$ *гц* вычисление добавочной по-

следовательной упругости, обусловленной нагрузкой, дает значение $4 \cdot 10^6$ *дин/см*; отнесенная к единице площади инструмента диаметром 5 *мм*, эта упругость нагрузки составляет $2 \cdot 10^7$ *дин/см*^{3}, в то время как аналогичная величина в работе [9] составляла в среднем $50 \cdot 10^7$ *дин/см*^{3}.

Полученные сведения об удельном активном сопротивлении акустической нагрузки позволяют оценить акустическую мощность, расходуемую при обработке хрупких материалов инструментом любого размера. Если известны характеристики колебательной системы при работе вхолостую (в том числе ее коэффициент $\varkappa$, значения R_e и $R_{мп}$), то можно вычислить и ее КПД, и полную требуемую для обработки электрическую мощность, а также рабочее напряжение и степень уменьшения амплитуды под нагрузкой. Из данных о реактивном сопротивлении нагрузки следует, что для колебательных систем с $Q \geqslant 200$ при резании необходима автоматическая подстройка частоты, если считать, что для стабильной работы системы ширина полосы должна быть в 4—5 раз больше, чем уход частоты под нагрузкой.

Особый интерес представляют данные о зависимости $r_н$ от A. Следствием этой зависимости является заметное падение электроакустического КПД ($\eta_{эа}$) с ростом амплитуды, которое можно видеть на фиг. 7 для случая обработки стекла. Ввиду того, что электромеханический КПД исследованной системы был большим, изменяясь в пределах от 30 до 99% (при $R_e = 10^4$ *ом* величина $R_м$ менялась от 100 до 200 *ом*), величина $\eta_{эа}$ практически полностью определялась механоакустическим КПД; последний уменьшался с ростом A, так как возрастание $r_{мп}$ происходило значительно медленнее, чем падение $r_н$ (см. фиг. 5). Такое падение КПД с ростом A имело место для всех материалов и инструментов. Вместе с тем производительность обработки с ростом амплитуды заметно увеличивалась. Эти факты свидетельствуют о том, что оценка эффективности ультразвуковых преобразователей, работающих с малой нагрузкой, по величине $\eta_{эа}$ может оказаться бессмысленной; эффективность их в таком режиме должна характеризоваться каким-либо другим критерием, например критерием, рассмотренным в работе [10].

Что касается физической причины, обусловливающей падение сопротивления нагрузки с ростом амплитуды, то отнести это явление лишь за счет увеличения кавитации нельзя. Эксперименты по погружению инструмента без прижима в ванночку с суспензией показали, что величина $r_н$ для различных значений A с точностью до разброса одинакова, лишь при наименьшем значении амплитуды ($A = 10$ *мк*) $r_н$ несколько повышается. Эти результаты свидетельствуют о том, что процесс развитой кавитации с постоянным значением акустического сопротивления устанавливается уже при относительно небольших амплитудах.

Для объяснения зависимости $r_н$ от A можно предположить, что акустическая мощность, уходящая от колебательной системы в опору, в случае разрушения обрабатываемого материала частицами абразива меньше, чем при упругом взаимодействии. Число таких разрушений (выколов) с ростом амплитуды увеличивается, что подтверждается соответственным увеличением производительности процесса, и следовательно, сопротивление нагрузки, характеризующее усредненный процесс, падает. С этой точки зрения можно объяснить и возрастание $r_н$ при увеличении площади рабочего инструмента, наблюдавшееся в работах [5, 9]. В этих работах не принималось специальных мер к стабилизации концентрации абразива в суспензии, и естественно, что процесс разрушения материала инструментом с большой площадью торца при заданном значении A и F проходил менее интенсивно, чем для тонкого инструмента, где легче проходила смена абразива. Зависимость величины сопротивления нагрузки от подачи абразива, от его зернистости отмечалась и в данных экспериментах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Л. И. Ганева, И. П. Голямина. Влияние системы охлаждения на эффективность магнитострикционных преобразователей. Ультразвуковая техника, 1966, № 6, 22—25.
2. Д. А. Гершгал, М. В. Фридман. Ультразвуковая аппаратура промышленного назначения. Изд. 2-е. М., «Энергия», 1967.
3. З. И. Поляков, Д. Л. Блюменкранц. Расчет экспоненциальных концентраторов — инструментов для ультразвуковых прошивочных станков. Сб. научн. тр. Челябинск. политехн. ин-та, 1969, № 47, 265—271.
4. R. Brinkmann. Beanspruchung und Betriebsverhalten von Ultraschallkonzentratoren bei Belastung. Frequenz, 1971, **25**, 5, 128—137.
5. С. А. Бойдек, И. П. Голямина, В. С. Марголин. Определение сопротивления акустической нагрузки в процессе ультразвуковой обработки стекла. Акуст. ж., 1971, **17**, 4, 540—544.
6. А. И. Марков. Ультразвуковое резание труднообрабатываемых материалов. Изд. 2. М., «Машиностроение», 1968.
7. Л. Д. Розенберг, В. Ф. Казанцев, Л. О. Макаров, Д. Ф. Яхимович. Ультразвуковое резание. М., Изд-во АН СССР, 1962.
8. И. П. Голямина, В. К. Чулкова. Зависимость модуля Юнга и механической добротности магнитострикционных ферритов от подмагничивания. Акуст. ж., 1965, **11**, № 3, 16—21.
9. E. Mori. Measurement of mechanical load impedance on ultrasonic machining. J. Acoust. Soc. Japan, 1955, **11**, 238—247.
10. И. П. Голямина. О критериях выбора материала и режима работы для ультразвуковых излучателей. Тр. Акуст. ин-та, 1970, вып. 10, 45—55.

Акустический институт
Академии наук СССР

Поступила
5 ноября 1971 г.